E 3279

R

REFERÁLVA

CONSTRUCTIA DE MAȘINI

1

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI • BUCUREȘTI • ANUL XXIX • nr. 1 • IANUARIE 1977

Institutul

de cercetări si proiectări tehnologice

pentru industria construcţiilor de maşini

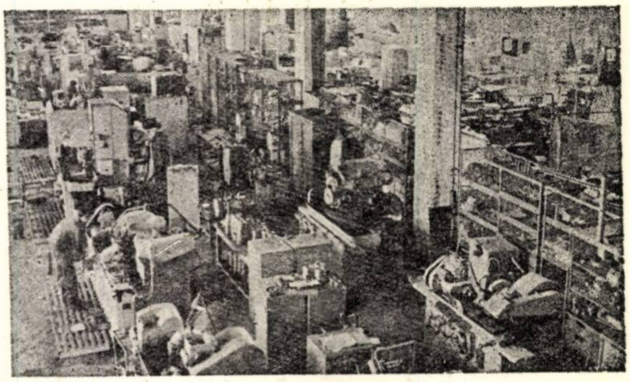
Şos. Olteniţei 105, sector 5, Bucureşti
telefon: 83 21 70 —— telex: 11798

ICPTCM

ACTIVITATI

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

Vedere parţială din baza de execuţie
Sectorul prelucrări mecanice



PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

- Prelucrări mecanice prin aşchiere
- Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale (electroeroziune, electrochimie, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanţare şi deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice şi vopsire
- Montaj mecanizat şi automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acţionări hidraulice şi pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboţi etc.
- Organe de maşini de uz general (angrenaje, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibraţii)
- Organizarea proceselor de fabricaţie în atelierele de prelucrări şi montaj
- Codificarea informaţiilor pentru prelucrarea automată a datelor
- Balanţarea capacităţilor de producţie
- Planificare, programare, urmărire a producţiei
- Tehnologii tipizate şi normative de timp

Laboratorul de organe de maşini

Laboratorul de acţionări hidraulice

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI

EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI

ANUL XXIX, Nr. 1, IANUARIE 1977

CUPRINS

ASPECTE ALE CONSTRUCȚIEI DE UTILAJE TEHNOLOGICE PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ

RENERT, M., MUSCAN, A.:	**Probleme de fiabilitate a utilajului tehnologic pentru industria chimică.**	1
POPESCU, V., IOANA ION:	**Realizări în tipizarea, codificarea și programarea activității de proiectare.**	4
TĂNASE, V., PAVEL, A.:	**Calculul automat al îmbinărilor prin mandrinare.**	8
TĂNASE, V., PAVEL, A:	**Asupra mecanicii fasciculelor tubulare de tip rigid.**	23
IATAN, R., VIDEA, E., : MARINESCU CAMELIA	**Contribuții la calculul de rezistență a mantalelor de încălzire ale recipientelor cilindrice sub presiune.**	28
IORDACHE, GH., IATAN, R: GABRIELA NUCĂ	**Calculul agrafelor simple utilizate la îmbinarea cu flanșe a recipientelor sub presiune.**	33
PAVEL, A., : SĂNDULESCU, D.	**Rezolvarea analitică a problemei recipientelor de compensare ale standurilor pentru încercarea pneumatică a aparaturii tehnologice.**	40
OLTEANU, I., TUDOR, I., : MĂRCULESCU, C., POPESCU ANA	**Considerații asupra proiectării și execuției în țară a unor compensatoare lenticulare executate în construcție multistrat.**	45
POPESCU, I.:	**Starea de deformații și de eforturi unitare în fundurile elipsoidale ale recipientelor sub presiune privite prin prisma unor măsurări electrotensometrice.**	50
STOICA, M.:	**Reglarea, ajustarea și funcționarea poziționerelor pe robinetele de reglare cu ventil și cu clapă.**	57
SLĂTINEANU, R.:	**Tendințe moderne în utilizarea materialelor metalice folosite în construcția utilajelor tehnologice pentru industria chimică.**	62

Revista apare sub îndrumarea:

Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini.

Redactor: ȘERBAN TEODORESCU
Consultant științific: ing. OLTEANU ION

SUMAR

CZ: 658.562: 66.002.5

Renert, M., Muscan, A. : **Probleme de fiabilitate a utilajului tehnologic pentru industria chimică.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 1

CZ: 658.516.1: 621.001.1

Popescu, V., Ioana Ion : **Realizări în tipizarea, codificarea şi programarea activităţii de proiectare.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 4

CZ: 62.001.24 :621–52: 621–229.312

Tănase, V., Pavel, A. : **Calculul automat al îmbinărilor prin mandrinare.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) nr. 1, p. 8

CZ: 621.002.5

Tănase, V., Pavel, A. : **Asupra mecanicii fasciculelor tubulare de tip rigid.**

Construcţia de maşini, 29. (1977), nr 1, p. 23

CZ: 621.002.5: 620.1: 621.51

Iatan, R., Videa, E., Marinescu Camelia : **Contribuţii la calculul de rezistenţă a mantalelor de încălzire ale recipientelor cilindrice sub presiune.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 28

CZ: 621. 51. 002.5

Iordache, Gh., Iatan, R., Gabriela Nucă : **Calculul agrafelor simple utilizate la îmbinarea cu flanşe a recipientelor sub presiune.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 33

CZ: 621 51: 621–85

Pavel, A., Săndulescu, D. : **Rezolvarea analitică a problemei recipientelor de compensare ale standurilor pentru încercarea pneumatică a aparaturii tehnologice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 40

CZ: 621.51

Olteanu, I., Tudor, I., Mărculescu, C., Popescu Ana : **Consideraţii asupra proiectării şi execuţiei în ţară a unor compensatoare lenticulare executate în construcţie multistrat.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 45

CZ; 621 51; 53083

Popescu, I. : **Starea de deformaţii şi de eforturi unitare în fundurile elipsoidale ale recipientelor sub presiune privite prin prisma unor măsuri electrotensometrice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 50

CZ: 621. 51

Stoica, M. : **Reglarea, ajustarea şi funcţionarea poziţionerelor pe robinetele de reglare cu ventil şi cu clapă.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 57

CZ: 66.002.5

Slătineanu, R. : **Tendinţe moderne în utilizarea materialelor metalice folosite în construcţia utilajelor tehnologice pentru industria chimică.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 62

Revista ,,CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30; sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista ,,Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: 8 lei.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică ,,Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 1538

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1977, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/8755/1976.

41.042

INHALTSVERZEICHNIS

DK: 658.562: 66.002.5

Renert, M., Muscan, A.: **Zuverlässigkeitsfragen von Chemieanlagen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 1

DK: 658.516.1: 621.001.1

Popescu, V., Ioana Ion: **Errungerungen in der Typisierung, Kodierung und Programmierung der Entwurfstätigkeit.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 4

DK: 62.001.24 :621–52 :621–229.312

Tănase, V., Pavel, A.: **Automatische Ermittlung der Einwalzverbindungen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 8

DK: 621.002.5

Tănase, V., Pavel, A.: **Über die Mechanik von steifen Rohrbündel.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 23

DK: 621.002.5: 620.1: 621.51

Ialan, R., Videa, E., Marinescu Camelia: **Beiträge zur Fertigkeitsberechnung der Heizmäntel von zylindrischen Druckbehälter.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 28

DK: 621.51.002.5

Iordache, Gh., Ialan, R., Gabriela Nucă: **Berechnung einfachen Klämmern für Flanschenverbindung.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 33

DK: 621.51: 621–85

Pavel, S., Săndulescu, D.: **Analytische Fragenlösung der Kompensationsgefässen bei Druckluft – Probeständen für technologischen Apparatur.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 40

DK: 621.51

Olteanu, I., Tudor, I., Mărculescu, C., Popescu Ana: **Betrachtungen über Entwurf und Ausführung von mehrschichtigen linsenförmigen Kompensatoren in unserem Lande.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 45

DK: 621.51: 53.083

Popescu, I.: **Einheitlicher Umform- und Spannungszustand auf Ellipsoidböden von Druckbehältern unter Gesichtspunkt von elektrotensometrischen Messungen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 50

DK: 621.51

Stoica, M.: **Einstellung, Anpassung und Betrieb von Einstellern auf Regelveantile.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 57

DK: 66.002.5

Slătineanu, R.: **Moderne Tendenzen im Werkstoffeinsatz von Metallen in Chemieanlagen**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 1, S. 62

ACHTUNG!

Ausländische Leser können sich durch ILEXIM-Sergiciul export-import presă. P.O. Box 136–137, telex 11226, Bucureşti, str. 12 Decembrie nr. 3.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 658.562: 66.002.5

Ренерт, М., Мускан, А.: **Вопросы надежности технологического оборудования для химической промышленности.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 1

ДК: 658.516.1: 621.001.1

Попеску, В., Иоана Ион: **Осуществления в типизирование, кодирование и планирование проектирования.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 4

ДК: 62.001.24: 621–52: 621–229.312

Тэнасе, В., Павел, А.: **Автоматическое исчисление соединений оправками.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 8

ДК: 621.002.5

Тэнасе, В., Павел, А.: **О механике комплект трубов негибкого вида.**

Construcţia de maşini, 20 (1977), nr. 1, стр. 23

ДК: 621.002.5: 620.1: 621.51

Ятан, Р., Видеа, Е., Маринеску Камелия: **Вклады урасчёту сопротивления нагревательных кожухов цилиндрических реципиентов под давлением.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 28

ДК: 621.51.002.5

Иордаке, Гх., Ятан, Р., Габриела Нукэ,: **Исчисление ординарныэ крюков для фланцевого стыка реципиентов под давлением.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 33

ДК: 621.51: 621–85

Павел, А., Сэндулеску, Д.: **Аналитическое разрешение вопроса компенсационных реципиентов стендов для пневматического испытания технологической аппаратуры.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 40

ДК: 621.51

Олтеану, И., Тудор, И., Мэркулеску. К., Попеску Ана: **Соображения о проектирование и исполнение в стране некоторых чечевицеобразных многослой-сооружённых компенсаторов.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 45

ДК: 621.51: 53.083

Попеску, И.: **Деформированное и унитарно-напорное состояние в эллипсойдных днах реципиентов под давлением сквозь тензометрические обмеры.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, стр. 50

ДК: 621.51

Стойка, М.: **Регулирование, налаживание и функционирование позиционеров на клапанных, регулированных вентилях.**

Construcţia de maşini, 2 9 (1977), nr. 1, стр. 57

ДК: 66.002.5

Слэтинеану, Р.: **Современные стремления в использование металлических материалов для строения технологических оборудований химической промышленности.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) nr. 1 стр. 62

ВНИМАНИЕ!

Читатели ин остранных стран могу абнироватся при ILEXIM–serviciul eyport-import presă P.O. Box 36–137, telex 11226, str, 13 Decembrie nr. 3.

CONTENTS

DC: 658.562: 66.002.5

Renert, M., Muscan, A.: **Reliability problems of chemical equipment.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 1

DC: 658.516.1: 621.001.1

Popescu, V., Ioana Ion: **Achievements in achieving standard types, coding and programming of design activity.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 4

DC: 62.001.24: 621−52: 621−229.312

Tănase, V., Pavel, A.: **Automated calculus of rolling joints.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 8

DC: 621.002.5

Tănase, V., Pavel, A.: **On mechanics for rigid type tube bundles.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 23

DC: 621.002.5: 620.1: 621.51

Iatan, R., Videa, E., Marinescu Camelia: **Contributions to strength calculus of heating jackets on cylindrical pressure vessels.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 28

DC: 621.51.002.5

Iordache, Gh., Iatan, R., Gabriela Nucă: **Simple clamps calculus used in flange joints on pressure vessels.**

Construcţia de maşini, 28 (1977), nr. 1, p. 33

DC: 621.51: 621−85

Pavel, A., Săndulescu, D.: **Analytical resolution of the compensating containers problem of compressed air testing of technological apparata.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 40

DC: 621.51

Olteanu, I., Tudor, I., Mărculescu, C.: **Considerations on domestic design and execution of multilayer lenticular compensators.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 45

DC: 651.51: 53.083

Popescu, I.: **Unit strains and stresses in the ellipsoidal heads of pressure vessels, considered from the point of view of electrotensometric measurements.**

Construcţia de maşini 29 (1977), nr. 1, p. 50

DC: 621.51

Stoica, M.: **Regulation, adjustment and operation of the positioners on regulating valves.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 57

DC: 66.002.5

Slătineanu, R.: **Modern trends in the application of metals in the construction of chemical equipment.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 1, p. 62

ATTENTION!

Foreign readers can subscribe through ILEXIM—P.O. Box 136—137-telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

SOMMAIRE

CD: 658.562: 66.002.5

Renert, M., Muscan, A.: **Problèmes de fiabilité de l'outillage technologique pour l'industrie chimique.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 1

CD: 658.516.1: 621.001.1

Popescu, V., Ioana, Ion: **Réalisations dans la typification, la codification et la programmation de l'activité de projection.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 4

CD: 62.001.24: 621−52: 621−229.312

Tănase, V., Pavel, A.: **La computation des joints par mandrinage.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 8

CD: 621.002.5

Tănase, V., Pavel, A.: **Sur la mécanique des fascicules tubulaires de nature rigide.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 23

CD: 621.002.5: 620.1: 621.51

Iatan, R., Videa, E., Marinescu Camelia: **Contributions au calcul de résistance des chemises de réchauffage des récipients cylindriques sous pression.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 28

CD: 621.51.002.5

Iordache, Gh., Iatan, R., Gabriela Nucă: **Le calcul des agrafes simples utilisées dans le joint par brides des récipient sous pression.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 33

CD: 621.51: 621−85

Pavel, A., Săndulescu, D.: **La résolution analytique du problème des récipients de compensation des plate-formes d'épreuve pneumatique de l'appareillage technologique.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 40

CD: 621.51

Olteanu, I., Tudor, I., Mărculescu, C., Popescu Ana: **Considérations sur la projection et l'execution dans le pays des compensateurs lenticulaires éxécutés en construction multicouche.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 45

CD: 621.51: 53.083

Popescu, I.: **L'état de déformations et d'efforts unitaires dans les fonds elipsöidaux des récipients sous pression vus à travers la prisme des mesures électrotensométriques.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 50

CD: 621.51

Stoica, M.: **Le réglage, le calage et le fonctionement des positionneurs sur les robinets de réglage à soupape et a clapet.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 57

CD: 66.002.5

Slătineanu, R.: **Tendances modernes dans l'utilisation des matériaux métalliques employés dans la construction des outillages technologiques pour l'industrie chimique.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 1, p. 62

ATTENTION!

Les lectures étrangers de la revue popurront prendre des abonanements par ILEXIM-Serviciul export-import presă. P.O.Box 136—137-telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

CZ: 658.562: 66.002.5

Probleme de fiabilitate a utilajului tehnologic pentru industria chimică

Prof. Mihail RENERT – Institutul Politehnic – București
ing. Alexandru MUSCAN – Institutul de proiectări pentru industria chimică – București

Dacă se utilizează conceptele:

– fiabilitate [1)] operațională [2)];

– fiabilitate inerentă (proprie) a echipamentului;

– fiabilitate de utilizare (reflectînd parametrii umani, de deservire și de operare),

se poate scrie simbolic:

$$\text{fiab. oper.} = \text{fiab. iner.} \times \text{fiab. de utilizare} \quad (1)$$

Relația simbolică (1) arată că, pentru obținerea și menținerea unor grade ridicate de fiabilitate, nu trebuie acționat numai asupra fiabilității echipamentului (elemente, subansambluri, agregate, linii tehnologice) ci, în aceeași măsură, asupra pregătirii profesionale, a simțului de răspundere și a disciplinei personalului de exploatare. O indicație cantitativă asupra comportării omului în instalații tehnice complexe, o oferă tabelul 1 [3].

Tabelul 1

Date reprezentative privind erorile umane [3]

Activitatea	Obiectivul	Eroarea	Erori la 10^5 operații
Examinare	Schemă de conexiuni	Acționare greșită de întrerupător	1 128
Citire	Aparat de măsură	Eroare de citire	5 000
Citire	Instrucțiuni	Acționare greșită	64 500
Strîngere	Piulițe, șuruburi	Nestrînse	4 800
Închidere	Robinete	Neînchise bine	1 800
Reglare	Îmbinări mecanice	Reglare defectuoasă	16 700

Evident, datele înscrise în tabel trebuie considerate ca orientative, ele fiind stabilite în anumite condiții date. Apare necesar ca studii de acest fel, legate direct de obiectele ce se supun analizei, sau efectuate într-un cadru mai larg, să fie organizate și desfășurate ca preocupare permanentă și nu cu caracter de campanie.

Conceptul de fiabilitate – de siguranță în funcționare – este un concept probabilistic, nemijlocit legat de factorul timp [2, pag. 2]. Pentru ca în acest domeniu cercetarea să ducă la rezultate semnificative, este necesar ca ea să fie de „lungă respirație". Dintre exemplele pe care le oferă literatura de specialitate, se relevă aici doar două [4, 5], din ultimii ani [3)]. Abordarea probabilistică a problemelor privind fiabilitatea trebuie, în mod necesar, să se extindă asupra modului în care proiectarea în domeniul echipamentelor și instalațiilor tehnologice – domeniu pe care îl avem în vedere aici, în mod special – își fundamentează calculele.

O mărime atît de cunoscută, cum este **coeficientul de siguranță**, dobîndește – atunci cînd este tratată probabilistic – semnificații noi și mai concludente pentru ceea ce, în relația (1), s-a numit „fiabilitate inerentă" [6, 7]. Această afirmație se va justifica prezentînd succint, ca exemplu, un mod de tratare a fiabilității, legat de coeficientul de siguranță pentru un utilaj tehnologic de răspîndire largă, cum este recipientul sub presiune [8]. Se precizează că tratarea problemei este pronunțat schematizată. Există de pe acum elementele necesare cuprinderii unui număr mai mare de factori în calcule.

Ipotezele fundamentale sînt următoarele:

1. **Sarcina care încarcă obiectul considerat** (recipient sub presiune) este o mărime aleatoare (datorită, de exemplu, modului de exploatare), însă variațiile ei întîmplătoare se mențin în anumite limite, cunoscute.

2. **Sarcina critică**, adică cea care duce la ieșirea din uz, este și ea o mărime aleatoare, independentă de sarcina care încarcă materialul. Ea depinde de alți parametri, caracteristici modului de elaborare a șarjelor în oțelărie, de laminare a tablelor etc., dar depinde și de caracteristicile îmbinărilor sudate, de abaterile formei recipientului realizat de la forma geometric corectă etc.

3. **Ieșirea din uz** (deteriorare, distrugere) se produce la depășirea de către sarcina activă X_1, a sarcinii X_2 de care este capabil materialul de construcție al obiectului (recipientului, aici).

4. **Mărimile X_1 și X_2 sînt distribuite normal.**

Sarcina activă este, în cazul recipientului sub presiune, solicitarea în materialul corpului, datorită presiunii interioare, iar drept sarcină

1) Asupra conceptului de fiabilitate, vezi [1, 2].
2) Sinonime: fiabilitate reală, fiabilitate la beneficiar [1].

3) [4] privește experiența unei rafinării mari, iar [5] – fiabilitatea unui mare număr de schimbătoare de căldură.

de care este capabil materialul de construcţie, în cazul examinat, poate fi considerată limita de curgere. Figura 1 redă ipoteza (4) de mai sus. Funcţionarea recipientului este asigurată atît timp cît:

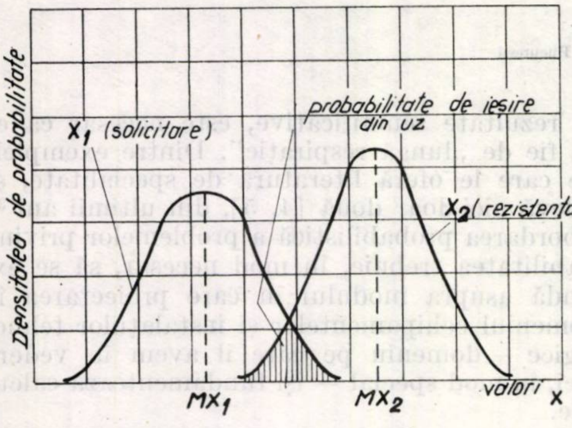


Fig. 1

$$\Delta = X_2 - X_1 > 0, \tag{2}$$

Mărimea Δ este şi ea distribuită normal. În zona haşurată din figura 1, comună curbelor pentru X_1 şi X_2, condiţia (2) nu este satisfăcută, ceea ce implică probabilitatea ieşirii din uz a recipientului.

În cele ce urmează se vor utiliza valori medii ale mărimilor X_1, X_2 şi Δ, notate după [9] $M\Delta$, MX_1 şi MX_2, fiind valabilă relaţia:

$$M\Delta = MX_2 - MX_1, \tag{3}$$

care decurge din relaţia (2) de definire a mărimii Δ.

Pentru abaterile medii pătratice, σ_Δ, σ_{X_1} şi σ_{X_2} ale aceloraşi mărimi, este valabilă relaţia:

$$\sigma_\Delta = \sqrt{\sigma_{X1}^2 + \sigma_{X2}^2}, \tag{4}$$

unde: [4])

$$\sigma_{X1.2} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} (X_{1.2i} - MX_{1.2})^2}{n-1}}, \tag{5}$$

Se mai notează [5]) coeficienţii de dispersie:

$$\rho_{1.2} = \frac{\sigma_{X1.2}}{MX_{1.2}}, \tag{6}$$

coeficientul de dispersie fiind o măsură relativă a variaţiei asociate unei variabile aleatoare. În aceste condiţii, mărimea

$$k = \frac{MX_2}{MX_1} \ (>1), \tag{7}$$

are semnificaţia coeficientului de siguranţă, raportat la criteriul de rezistenţă X_2.

Cu utilizarea relaţiilor (3), (4) şi (7) se obţine

$$\frac{M\Delta}{\sigma_\Delta} = \frac{MX_2 - MX_1}{\sqrt{\sigma_{X1}^2 + \sigma_{X2}^2}} = \frac{k-1}{\sqrt{\rho_1^2 + k^2\rho_2^2}}. \tag{8}$$

Este de observat că raportul $(M\Delta/\sigma_\Delta)$ are semnificaţia **reciprocei coeficientului de dispersie a „rezervei" de rezistenţă** Δ, definită de relaţia (2):

$$\frac{M\Delta}{\sigma_\Delta} = \frac{1}{\rho_\Delta}. \tag{9}$$

Mărimea aleatoare Δ avînd distribuţie normală, aşa cum s-a relevat, probabilitatea rămînerii în uz, adică funcţia de fiabilitate, este:

$$R = 0{,}5 + \Phi\left(\frac{1}{\rho_\Delta}\right), \tag{10}$$

unde:

$$\Phi\left(\frac{1}{\rho_\Delta}\right) = \Phi\left(\frac{M\Delta}{\rho_\Delta}\right) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^{1/\rho_\Delta} exp\left(-\frac{x^2}{2}\right) dx, \tag{11}$$

este funcţia Gauss-Laplace, normată [6]).

S-a precizat [vezi relaţia (2)], că $\Delta > 0$.

Probabilitatea ieşirii din uz (funcţia de fiabilitate), F, satisface, împreună cu funcţia de fiabilitate R, relaţia de complementaritate:

$$R + F = 1 \tag{12}$$

Utilizînd relaţiile (12) şi (11) se obţine, deci, pentru probabilitatea ieşirii din uz:

$$F = 1 - R = 0{,}5 - \Phi\left(\frac{1}{\rho_\Delta}\right). \tag{13}$$

Considerind, pentru concretizare, valorile $k = 1{,}4$ şi $k = 1{,}5$, se trasează curbele F (figura 2) corespunzătoare relaţiei (13), pentru variabila independentă $\rho_1 \in [0{,}06 ; 0{,}16]$, considerind că, pentru caracteristica de material X_2 (în cazul de faţă: limita de curgere) se poate asigura $\rho_2 = 0{,}05$, ceea ce corespunde practicii industriale, respectiv standardelor ce reglementează determinarea caracteristicilor de rezistenţă.

Din examinarea figurii 2, rezultă următoarele:

a) Fixarea nivelului coeficientului de siguranţă k influenţează hotărîtor probabilitatea ieşirii din uz. Astfel, o diferenţă de valoare

---

[4]) $X_{1,2}$ se citeşte „X indice 1 sau 2".
[5]) Indicii se citesc ca mai sus.

[6]) Valorile funcţiei Φ sînt tabelate în manuale.

sub 10 %, duce la o diferență de un ordin de mărime pentru F.

b) Valori ale coeficientului de dispersie a sarcinii active X_1 (direct proporțională în cazul

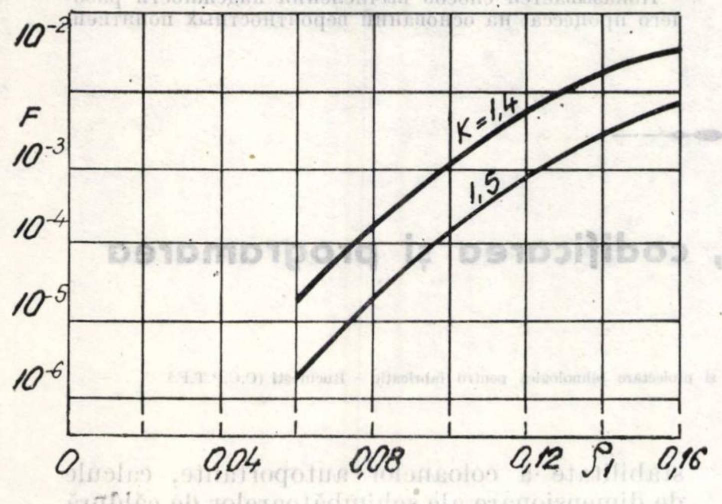


Fig. 2

de față, cu **presiunea** din recipient) de ordinul 0,06, conduc la valori ale fiabilității de ordinul 10^{-6}...10^{-5}, încă acceptabile. Valori mai mari ale acestui coeficient de dispersie, la aceleași valori k, duc la valori exagerate ale fiabilității, ce nu se pot accepta. În cazul în care se adoptă valori mai mari pentru k, deci și grosimi mai mari de perete la aceeași sarcină activă X_1 și, prin aceasta, cost mai ridicat, se pot **restabili** valorile mai mari, considerate necesare, ale coeficientului de siguranță (deci, în condițiile unor valori ρ_1 mai mari). Astfel, cînd $k = 1{,}8$ și $\rho_1 = 0{,}12$, defiabilitatea F ia valori de ordinul 10^{-5}. Se revine astfel la factorul „fiabilitate de utilizare" din relația (1), care reflectă așadar modul în care un parametru relevant al problemei — sarcina activă X_1, respectiv coeficientul ei de dispersie ρ_1 — este menținut în anumite limite, hotărîtoare, în condiții date, pentru fiabilitatea utilajului și pentru costul său. Evident că, în condițiile industriei moderne, rolul de a menține parametrii tehnologici în limitele lor, revine și mijloacelor de măsură, control și automatizare. Efectul lor este, deci, parte componentă a factorului „fiabilitate de utilizare". Rezultă, din cele ce preced, că este esențial ca proiectantul de utilaj să dispună, în tema de proiectare pe care o primește, de datele necesare evaluărilor de fiabilitate. Rezultă, de asemenea, necesitatea ca, prin urmărirea sistematică a comportării utilajelor și, în general, a liniilor tehnologice în exploatare și prin prelucrarea datelor astfel culese, să se acumuleze informațiile necesare proiectării fiabilității.

c) Este de relevat semnificația „fizică" a unor valori asemănătoare celor calculate aici pentru defiabilitate ($F = 10^{-6}$, respectiv 10^{-5}) înseamnă că, din 1 000 000, respectiv 100 000 recipiente executate, în aceleași condiții, este posibil ca un recipient să nu reziste sarcinii din exploatare. În cazul recipientelor sub presiune, proba hidraulică, ce se efectuează la presiune mai ridicată decît cea de exploatare, constituie o testare severă a capacității utilajului de a prelua sarcini și asigură, practic, fiabilitatea acestuia în condițiile stabilite de actele normative respective [10]. Informațiile asupra comportării recipientului, în timpul probelor de presiune, pot deveni mai bogate dacă se efectuează, concomitent, măsurări tensometrice sau se trece la **probe dinamice de presiune**, cu urmărirea modului în care volumul de apă variază cu presiunea (11).

Pentru recipiente sub presiune mari, a căror integritate implică răspunderi deosebite, se trece la urmărirea continuă a comportării materialului de construcție în probe și în exploatare, pe calea **emisiei acustice** (12). Toate aceste mijloace vin în sprijinul preocupărilor de asigurare a fiabilității utilajelor și instalațiilor.

Summary

The actual reliability of chemical equipment depends not only upon its own (intrinsic) reliability but also upon the operating one. A method is given based on a probabilistic approach, for calculating this actual reliability for simpler cases.

BIBLIOGRAFIE

[1] STAS 8174-74 : Fiabilitatea în tehnică. Terminologie

[2] STAS 10307-75 : Fiabilitatea produselor industriale. Indicatori de fiabilitate.

[3] *Tietze, A.* In : Technische überwachung, 17, nr. 4, 1976, p. 119—122.

[4] *McFatter, W. E.* In : Chemical Engng. Progress, 68 nr. 3, 1972, p. 52—55.

[5] *Gruhn, G.* In : Chemische Technik, 26, nr. 6, 1974 p. 348—352.

[6] *My Dao Thien* și *Massoud, M.* In : Tans. ASME — Journ. of Engng. for Industry, aug. 1974, p.853—857.

[7] *Bury, K. V.* In : Trans. ASME — Journ. of Engin. for Industry, noiemb. 1974, p. 1291—1295.

[8] *Drufinin, G. V.* : Siguranța în funcționare a sistemelor. București, Ed. tehnică, 1968.

[9] *Gnedenko, B. V. ș.a.* : Metode matematice în teoria siguranței. București, Ed. tehnică, 1968.

[10] *M.A.T.M.C.G.F.F. — I.S.C.I.R.* : Prescripții tehnice C 4-73. Ed. tehnică, 1974.

[11] *Ferge, D. T.* In : Chem. Engng Progress, 68, nr. 9 1972, p. 85—87.

[12] *Detlov, L. T.* In : Hydrocarbon Processing, dec. 1975 p. 56—59.

Zusammenfassung

Die effektive Zuverlässigkeit von Chemieanlagen hängt sowohl von ihrer eigenen Zuverlässigkeit, wie auch von der Zuverlässigkeit mit der sie betrieben werden ab. Eine entsprechende, wahrscheinlichkeitstheoretisch begründete Berechnungsmethod wird für einfachere Fälle angegebe.

Résumé

La fiabilité réelle (chez l'utilisateur) des équipements dépend non seulement de la fiabilité intrinséque de ceux-ci, mais également de la fiabilité de leur exploitation. Une méthode pour évaluer cette fiabilité réelle est indiquée, en partant de concepts probabilistiques.

Резюме

Отмечается что надежность рабочего процесса одного технологического оборудования не зависит только от надежности промышленных изделией но и от надежности использования оборудования.

Показывается способ вычисления надежности рабочего процесса, на основании вероятностных понятией.

CZ ; 658.516.1 ; 621.001.1

Realizări recente în tipizarea, codificarea și programarea activității de proiectare

ing. Viorel POPESCU, mat. Ion IOANA – Centrul de cercetare și proiectare tehnologică pentru fabricație – București (C.C.P.T.F.)

Ultimele două decenii au fost caracterizate printr-o rapidă evoluţie a mijloacelor de informare oferite lucrătorilor din toate domeniile de activitate. Aceste mijloace conduc la posibilităţi sporite de înmagazinare şi prelucrare a datelor, ceea ce atrage după sine analizarea rapidă a fenomenului studiat funcţie de mai mulţi parametri caracteristici, sau cu alte cuvinte apare posibilitatea obţinerii rapide de concluzii privind fenomene complexe. În acest context nu apare ca exagerată tendinţa generală actuală a instituţiilor şi nu numai a celor de concepţie, de a achiziţiona mijloace rapide de prelucrare şi înmagazinare a datelor (în speţă calculatoare numerice).

Referindu-se strict la activitatea de proiectare curentă, folosirea calculatoarelor numerice necesită o reorganizare a activităţii, cel puţin în ceea ce priveşte latura ei formală. Această reorganizare trebuie să fie rezultatul unei acţiuni de tipizare, codificare şi programare a activităţii de concepţie, considerată ca parte integrantă a activităţii de proiectare curentă.

În cadrul C.C.P.T.F. s-a iniţiat o astfel de acţiune, vizînd calculele de dimensionare (grosimi, flanşe, compensări orificii, suporturi etc.), cele care determină geometria unei anumite piese (desfăşurate, intersecţii etc.), precum şi cele necesare cotării desenului de ansamblu al unui aparat. Denumirea programelor făcînd parte din prima categorie de programe şi codificarea lor este prezentată în tabelul 1.

Aceste programe au fost rulate timp îndelungat (peste 3 ani) fiind folosite la dimensionarea şi verificarea dimensionării utilajelor făcînd parte din instalaţii montate în ţară sau exportate. Alcătuirea programelor reflectă atît sistemele de calcul prezentate în instrucţiunile ISCIR C.4–73 cît şi pe cele cuprinse în normative interdepartamentale (pentru calcule de stabilitate a coloanelor autoportante, calcule de dimensionare ale schimbătoarelor de căldură tubulare etc.).

Au fost elaborate de asemenea programe de calcul avînd la bază sisteme de calcul particulare, cerute de diverşi beneficiari sau stabilite prin lucrări proprii. Oricare dintre programele prezentate are la bază un algoritm corespunzător conceput, dialogul om-calculator fiind susţinut prin intermediul unei pagini de calcul, specifice fiecărui program menţionat.

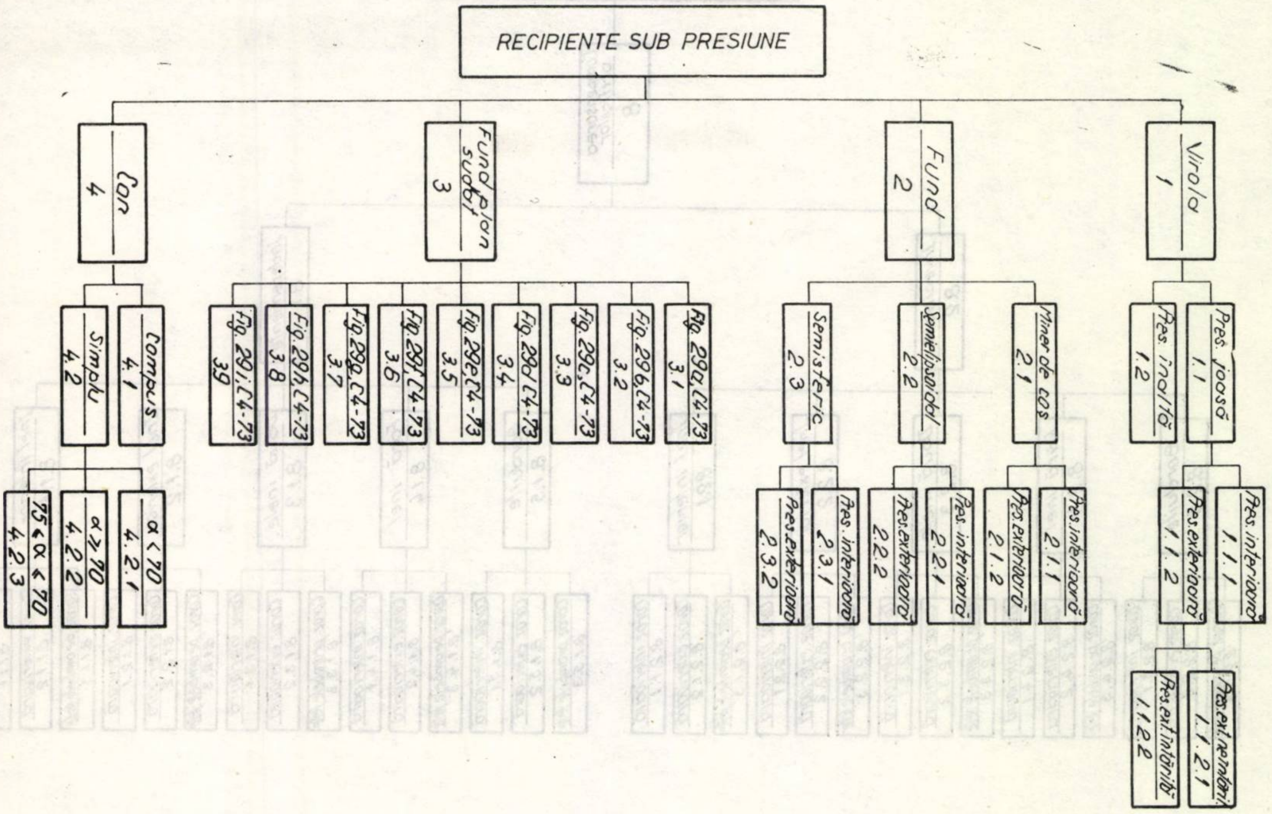
În vederea unei activităţi viitoare se intenţionează elaborarea de programe care să lărgească sfera de posibilităţi de calcul avută în prezent la dispoziţie, astfel încît să se obţină în final proiectarea integrală a aparatelor sub presiune (dimensionarea, verificarea dimensiunilor, precum şi calcule privind cotarea, necesare construcţiei aparatului).

Spre a exemplifica rezultatele activităţii de tipizare a calculelor şi a elaborării de programe, se prezintă în continuare organigrama programului care conduce la aflarea efortului efectiv în şuruburile unei îmbinări cu flanşe şi la determinarea dimensiunilor şi numărului minim de şuruburi necesare asigurării etanşeităţii în exploatare şi care, în acelaşi timp, nu conduce la strivirea excesivă a garniturii în condiţii de strîngere iniţială. Rezolvarea acestui aspect reprezintă o latură a optimizării dimensionării flanşelor, ştiut fiind că forţele din şuruburi (rezultate din numărul şuruburilor, dimensionarea lor şi efortul unitar efectiv) determină momente care acţionează asupra talerului flanşei.

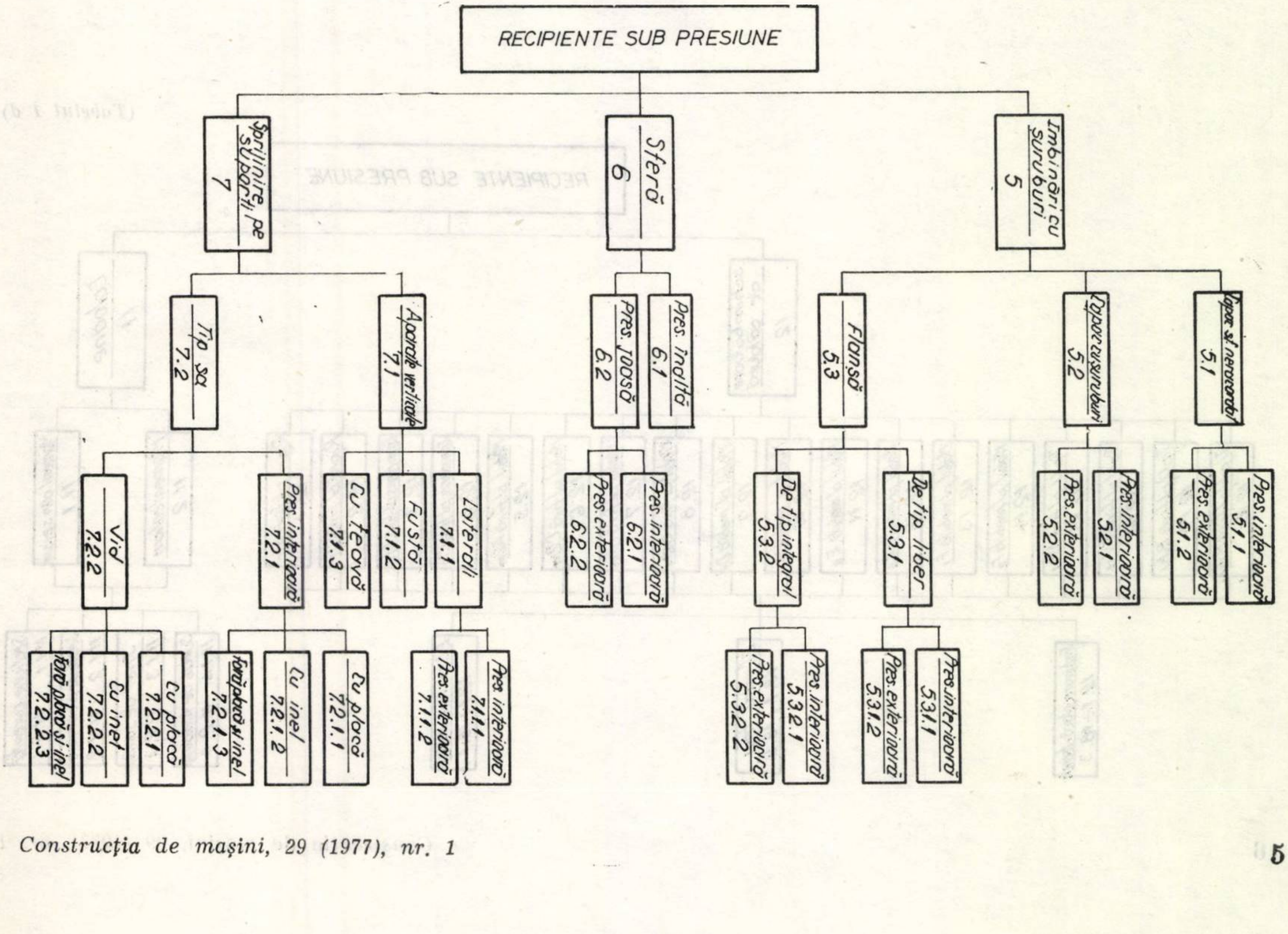
Programul sus-menţionat a fost aplicat în toate cazurile curente. El a fost aplicat, spre verificare, tuturor flanşelor cuprinse în

(Tabelul 1 a)

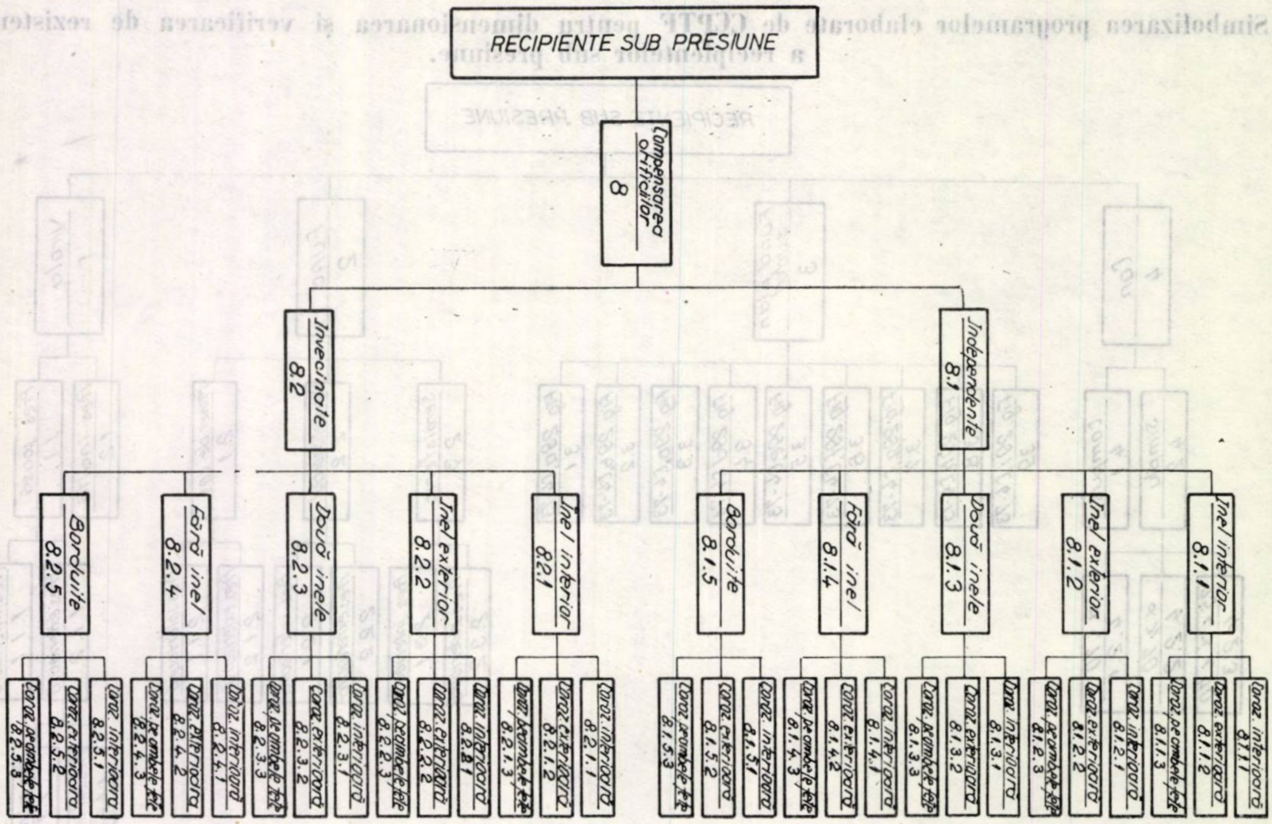
Simbolizarea programelor elaborate de CCPTF pentru dimensionarea și verificarea de rezistență a recipientelor sub presiune.



(Tabelul 1 b)



(*Tabelul 1 c*)



(*Tabelul 1 d*)

STAS 9801/6-74 Flanşe de aparat. Flanşe cu gît pentru sudare ocazie cu care s-au evidenţiat următoarele două concluzii principale :

a. Efortul unitar efectiv din şuruburi pentru materialele prevăzute în standardul menţionat este cuprins în limitele unanim recunoscute ca obişnuite (600—800 daN/cm²), fiind în 14 cazuri de excepţie, mai mare decît 800 daN/cm² (maximum 995 daN/cm² pentru flanşa Dn 700 Pn 32), şi în alte 55 cazuri mai mic decît 600 daN /cm² (minimum 400 daN/cm² pentru flanşa Dn 1 000 Pn 4). Dacă în cazurile pentru care efortul unitar efectiv din şuruburi depăşeşte valoarea de 800 daN/cm², nu se depăşeşte efortul unitar admisibil al materialului pentru şuruburi, în cazurile din a doua categorie, grosimea talerului flanşei ar putea fi micşorată în baza încărcării efective reale a şuruburilor, sau-fără a modifica grosimea talerului flanşei — se poate mări presiunea nominală a flanşei.

b. Garnitura adoptată conform STAS 9801/3-74, şi anume marsit (clingherit) în grosime de 3 mm, nu rezistă condiţiei de strivire necesar ca — în 33 de cazuri (ex. flanşele Dn 350 Pn 40 ; Dn 400 Pn 32 ; Dn 450 Pn 32 ; Dn 1900 Pn 10 ; Dn 2000 Pn 20 etc.) — să fie înlocuită cu o garnitură avînd rezistenţa de strivire superioară celei adoptate.

Din verificările cu caracter de sondaj efectuate asupra flanşelor cuprinse în restul standardelor de flanşe de aparat, rezultă în principiu acelaşi lucru şi anume că flanşele de dimensiuni mici au şuruburile suprasolicitate la treptele mari de presiune, iar flanşelor de dimensiuni mari li se poate mări presiunea nominală pentru aceeaşi grosime a talerului, fie micşora grosimea talerului păstrînd valoarea presiunii nominale. Datorită nivelului redus al eforturilor din şuruburi (sub efectul unitar admisibil al materialului) este necesară utilizarea strîngerii controlate a îmbinării.

Rezultate interesante care au permis concluzii de ansamblu, au fost obţinute şi în ceea ce priveşte calculul compensării orificiilor, calculul solicitării la presiune exterioară a elementelor cilindrice, calculul sprijinirii pe suporturi, calculul stabilităţii coloanelor autoportante sau calculul de dimensionare a plăcilor tubulare pentru schimbătoare tubulare de tip

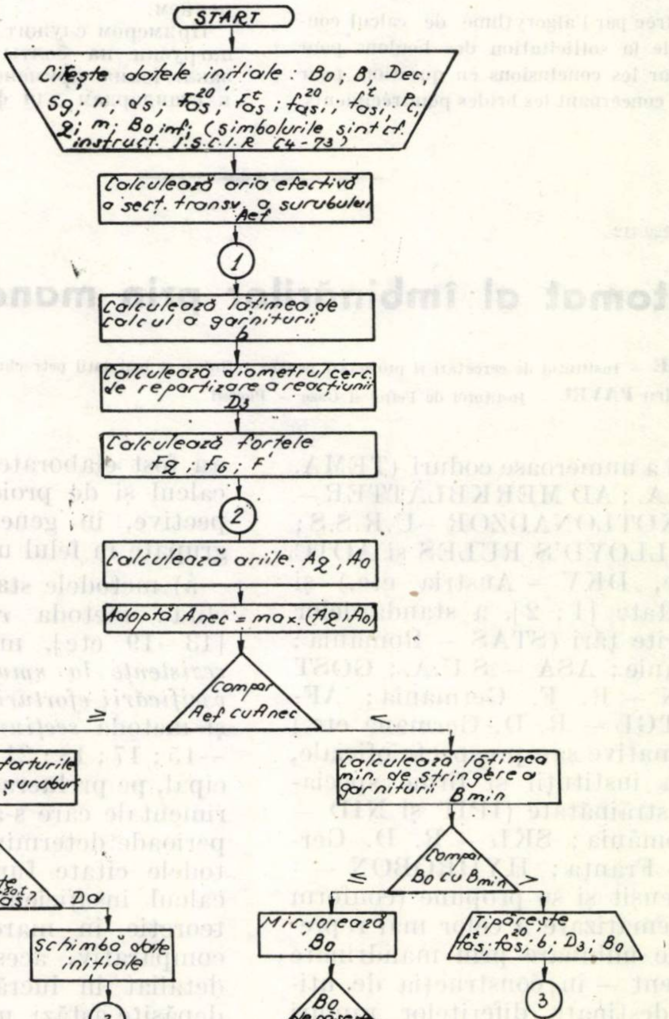


Fig. 1 — Organigrama optimizării încărcării şuruburilor unei îmbinări cu flanşe.

rigid. Aceste concluzii de ansamblu se traduc pe de o parte în economie de timp de proiectare, iar pe de altă parte în folosirea unitară de soluţii constructive şi în folosirea economică a materialelor de construcţie.

Summary

The paper is a concise examination of the activity carried out by the CCPTF, for achieving standard types and coding computing systems for geometrical and stress analysis of pressure vessels. As illustration, the paper refers to the optimisation algorythm of the load in bolted flange connections as well as to the conclusions concerning the application of the relevant programme to the standards for vessel flanges.

Résumé

L'article présente d'une manière synthétique le résultat des travaux entrepris par le CCPTF dans le but de la typisation et la codification des systèmes de calcul pour déterminer les paramètres de résistance et géométriques des récipients sous pression.

La méthode est illustrée par l'algorythme de calcul concernant l'optimisation de la sollicitation des boulons pour les joints à brides, et par les conclusions en question, pour l'élaboration des normes concernant les brides pour récipients.

BIBLIOGRAFIE

[1] *I.S.C.I.R.*: Prescripţii tehnice C.4-73.
[2] *W. S. Dorn*; *D. D. Mc Cracken*: Metode numerice cu programe în Fortran IV.

Zusammenfassung

Es sind die Ergebnisse der CCPTF—Arbeiten auf dem Gebiet der Typisierung, Kodierung und Programmierung für die Festigkeits und geometrische Berechnungen der Druckbehälter dargestellt.
Als Beispiel ist der Algorithmus dür die Optimierung der Schraubenbelastung einer Flanschverbindung dargestellt, so wie es die Ergebnisse die surch die Verwendung dieses Algorithmus für die Standardisierung der Behälterflanschen erzielt wurden, zeigen.

Резюме

В статье кратко излагаются результаты полученные Проектно-исследовательским центром по технологии производства в области типизации и кодификации расчетных систем для определения геометрических и прочностных размеров сосудов работающих под давлением.

Примером служит расчетный алгоритм оптимизации нагрузки на болты фланцевого соединения, как и заключения применения соответствующей программы к стандардам для фланцев аппаратов.

CZ: 62.001.24; 621—52; 621—229.312

Calculul automat al îmbinărilor prin mandrinare

Dr. ing. Vasile **TĂNASE** — Institutul de cercetări şi proiectări pentru rafinării şi instalaţii petrochimice (I.C.P.R.P.)—Ploieşti
Conf. dr. ing. Alecsandru **PAVEL** — Institutul de Petrol şi Gaze — Ploieşti

Pe baza studierii a numeroase coduri (TEMA, ASME şi API-S.U.A.; AD MERKBLÄTTER—R. F. Germania; KOTLONADZOR—U.R.S.S; SNCT — Franţa; LLOYD'S RULES şi AOTC — Marea Britanie, DKV — Austria, etc.) şi lucrări de specialitate [1; 2], a standardelor în vigoare în diferite ţări (STAS — România; BS — Marea Britanie; ASA — S.U.A.; GOST — U.R.S.S.; DIN — R. F. Germania; AFNOR — Franţa; TGL — R. D. Germană etc.) şi a unor acte normative sau prospecte oficiale, aparţinînd cîtorva instituţii şi firme specializate din ţară şi străinătate (IPIP şi NID — IPROCHIM — România; SKL — R. D. Germană; SELAS — Franţa; HYDROBON — S.U.A. etc), s-a reuşit şi se propune (conform tabelului 1) o sistematizare a celor mai reprezentative tipuri de îmbinare prin mandrinare folosite — în prezent — în construcţia de utilaje tehnologice destinate diferitelor ramuri ale activităţii industrial-economice (prelucrarea petrolului, chimie, petrochimie, termoenergetică, nuclearoenergetică ş.a.).

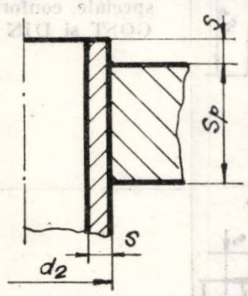
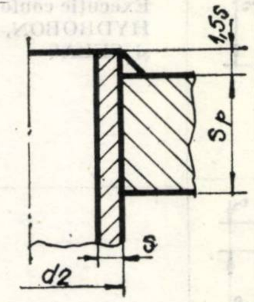
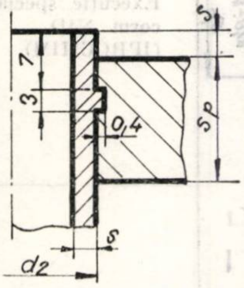
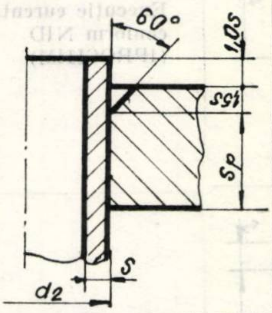
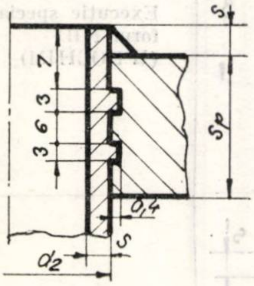
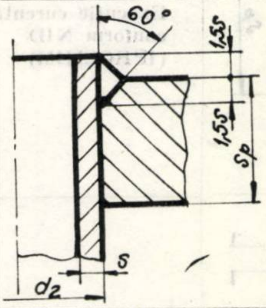
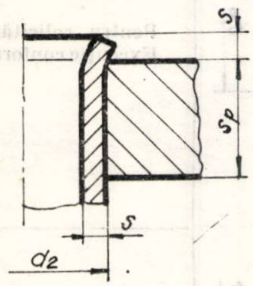
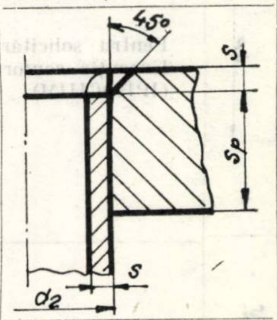
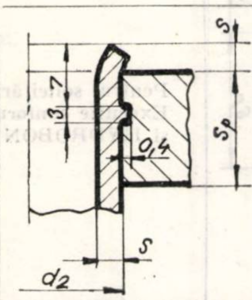
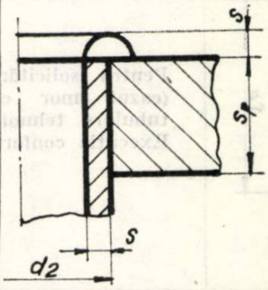
În concordanţă cu numărul relativ mare de soluţii constructive privind realizarea actuală a îmbinărilor prin mandrinare, pînă în prezent au fost elaborate destul de multe metode de calcul şi de proiectare pentru îmbinările respective, în general toate acestea putînd fi grupate în felul următor:

a) metodele **statistico-experimentale**, care includ: metoda *rezistenţei* (admisibile) *limită* [13—19 etc], metoda *verificării aşa-numitei rezistenţe la smulgere* [16; 20 etc], metoda *verificării eforturilor unitare axiale termice* [21] şi metoda *secţiunii transversale minime* [13—15; 17; 18; 21—25 etc]; fiind bazate, în principal, pe prelucrarea primară a unor date experimentale care s-au acumulat de-a lungul unei perioade determinate de realizări practice, metodele citate furnizează formule **empirice** de calcul insuficient fundamentate şi justificate teoretic în marea lor majoritate; critic şi comparativ, aceste metode au fost studiate detaliat în lucrările [1; 2]; considerîndu-se depăşite astăzi, metodele respective nu se reţin pentru studiu în lucrarea de faţă;

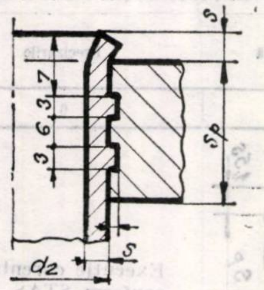
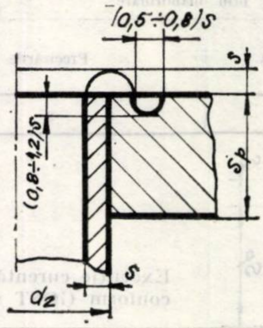
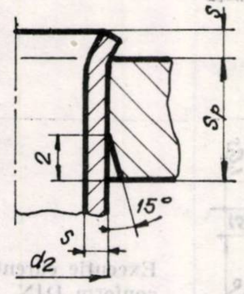
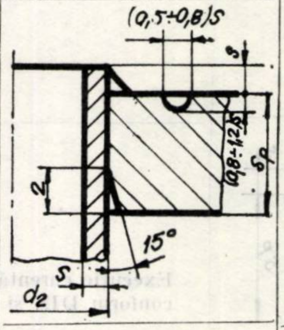
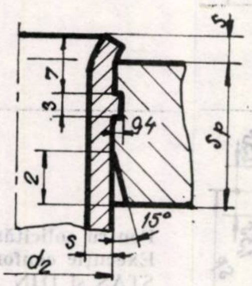
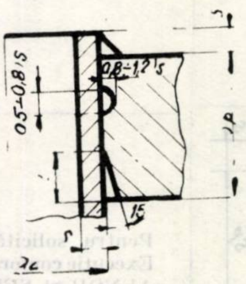
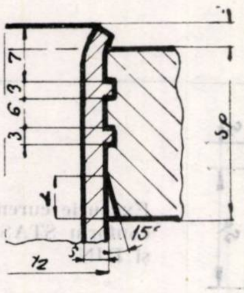
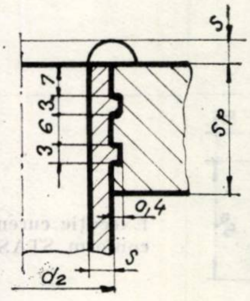
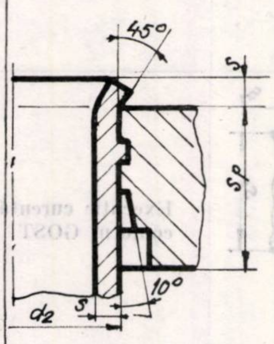
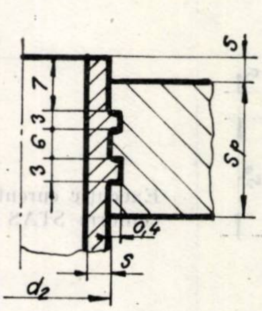
b) metodele **analitice** în mod corespunzător verificate experimental, care includ: metoda Nadai [3], corectată şi completată de Alexander şi Ford [26; 27], metoda Matiaş [4], metoda Goodier-Schoessow [5], metoda Perţev-

Tabelul 1

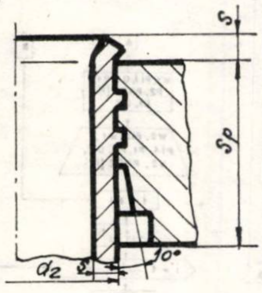
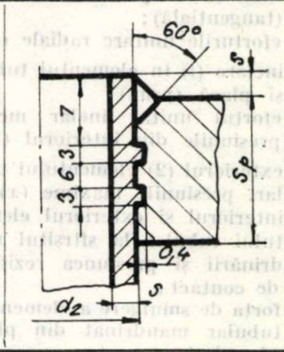
Tipurile reprezentative de îmbinare prin mandrinare (proiect de sistematizare şi grupare)

I. Îmbinările prin mandrinare			II. Îmbinările prin mandrinare şi sudare, respectiv prin sudare şi mandrinare		
Simbolul	Schiţa exemplificativă	Precizările	Simbolul	Schiţa exemplificativă	Precizările
1	2	3	4	5	6
A		Execuţie curentă, conform GOST şi DIN	A_1		Execuţie curentă conform STAS, GOST şi DIN
B		Execuţie curentă, conform DIN şi GOST	B_1		Execuţie curentă, conform DIN
C		Pentru solicitări mari. Execuţie conform AFNOR şi SELAS	C_1		Pentru solicitări mari. Execuţie conform STAS şi DIN
D		Execuţie curentă, conform STAS şi DIN	D_1		Execuţie curentă, conform STAS, GOST şi DIN
E		Execuţie curentă, conform STAS şi DIN	E_1		Execuţie curentă, conform GOST

(Continuare Tabelul 1)

1	2	3	4	5	6
F		Pentru solicitări mari. Execuţie conform IPIP, HYDROBON, AFNOR şi SELAS	F_1		Execuţie şi destinaţie speciale, conform STAS GOST şi DIN
G		Execuţie curentă conform NID (IPROCHIM)	G_1		Execuţie specială concorm NID (IPROCHIM)
H		Execuţie curentă, conform NID (IPROCHIM)	H_1		Execuţie specială, conform NID (IPROCHIM)
I		Pentru solicitări mari. Execuţie conform NID (IPROCHIM)	I_1		Pentru solicitări mari. Execuţie conform GOST
J		Pentru solicitări mari (cazul unor cuptoare tubulare tehnologice). Execuţie conform API	J_1		Pentru solicitări mari. Execuţie conform IPIP şi HYDROBON

(Continuare Tabelul 1)

1	2	3	4	5	6
K		Pentru solicitări mari (cazul unor cuptoare tubulare tehnologice). Execuţie conform API	K_1		Pentru solicitări mari. Execuţie conform AFNOR şi SELAS

— Dolinski[6] şi metoda Pavel[7—12] incluzînd metoda Perţev-Dolinski ca un caz particular; fundamentîndu-se pe problema plană a teoriei generale a elastoplasticităţii, particularizată pentru cazul plăcii infinite cu un singur orificiu, primele trei metode furnizează expresii de calcul relativ complicate pentru activitatea curentă de proiectare şi aplicabile numai în cazurile plăcilor tubulare cu spaţii (punţi) mari între elementele tubulare alăturate (cazanele de abur de presiune înaltă, aparatură tubulară specifică tehnologiilor nucleare etc.); utilizînd fundamentele teoriei elasticităţii, particularizate judicios (problema plană) pentru cazul real al fasciculelor cu elemente tubulare mandrinate în plăci cu cîmpuri perforate (plăci tubulare), ultimele două metode furnizează expresii de calcul simple pentru activitatea curentă şi general aplicabile în cazurile aparaturii tubulare reprezentative (aparatele de schimb de căldură cu fascicule tubulare mandrinate, cazanele şi generatoarele de abur, cuptoarele tubulare, unele aparate de tip coloană etc), conductelor tehnologice care includ flanşe, mufe, manşoane, mosoare şi alte piese fasonate de intervenţie şi separaţie etc; fiind corespunzătoare astăzi, metodele citate se reţin pentru studiu, în lucrarea de faţă ele adaptîndu-se — dată fiindu-le complexitatea — pentru a fi utilizate productiv şi deci eficient în condiţiile specifice efectuării calculului automat.

Metoda Nadai[3; 26; 17]. Se introduc notaţiile (fig. 1):

- r — raza curentă a zonei inelare de comportare plastică (la mandrinare) a plăcii;
- r_1, r_2 — razele interioară şi exterioară ale elementului tubular;
- h — grosimea peretelui elementului tubular;
- C — raza maximă a zonei inelare de comportare plastică a plăcii;
- $s_p = b$ — adîncimea de mandrinare, egală cu grosimea plăcii;
- U, U_1, U_2, U_e, U_e^* — deplasările radiale curente, la interiorul şi exteriorul elementului tubular, la conturul zonei de comportare plastică şi în momentul începerii deformării plastice (la mandrinare) a plăcii;

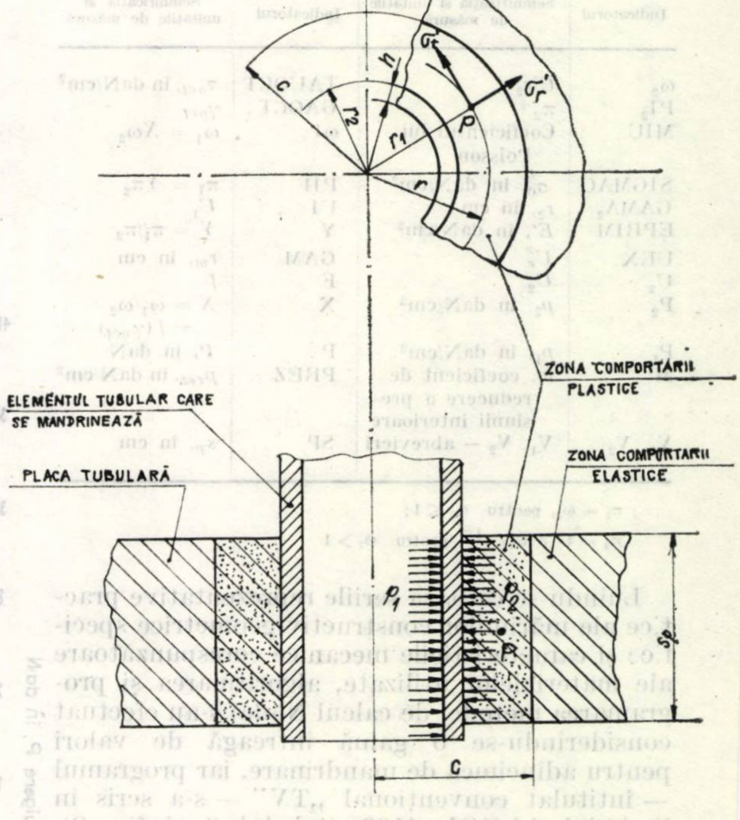


Fig. 1 — Modelul Nadai (schemă de calcul).

- $\varepsilon_r, \varepsilon_r', \varepsilon_t, \varepsilon_t', \varepsilon_z, \varepsilon_z'$ — deformaţiile specifice radiale (r), inelare (l) şi meridiane (z) ale elementului tubular şi plăcii (prim);
- $\mu, \mu', E, E', G, G', \sigma_0, \sigma_0'$ — coeficienţii lui Poisson, modulele lui Young, modulele de elasticitate transversale şi limitele tehnice de curgere ale materialului elementului tubular şi plăcii (prim);
- f — coeficientul de frecare;

k, n — constante ale materialelor;
τ_{oct} — efortul unitar tangențial (octoedric);
γ_{oct} — deformația specifică octoedrică (tangențială);
σ_r, σ_r' σ_t, σ_t' — eforturile unitare radiale (r) și inelare (t) în elementul tubular și placă (prim);
σ_{tm} — efortul unitar inelar mediu;
p_1, p_2, p_1^x, p_2^x, p_{rez} — presiunile din interiorul (1) și exteriorul (2) elementului tubular, presiunile maxime (x) din interiorul și exteriorul elementului tubular la sfîrșitul mandrinării și presiunea reziduală de contact;
P — forța de smulgere a elementului tubular mandrinat din placă;
V_1, V_2 — abrevieri.

Tabelul 2

METODA NADAI
Tabelul declarațiilor
Variabilele simple și masive reale

Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură	Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură
ω_2	C/r_2	TAUOCT	τ_{oct}, în daN/cm²
PI_2	π_2 +)	GAOCT	γ_{oct}
MIU	Coeficientul lui Poisson	ω1	$\omega_1 = X\omega_2$
SIGMAO	σ_0', în daN/cm²	PI1	$\pi_1 = Y\pi_2$
$GAMA_2$	r_2, în cm	U1	U_1
EPRIM	E', în daN/cm²	Y	$Y = \pi_1/\pi_2$
UEX	U_e^x	GAM	r_m, în cm
U_2	U_2	F	f
P_2	p_2, în daN/cm²	X	$X = \omega_1/\omega_2 = f(\gamma_{oct})$
P_1	p_1, în daN/cm²	P	P, în daN
M	m, coeficient de reducere a presiunii interioare	PREZ	p_{rez}, în daN/cm²
V_1, V_2	V_1, V_2 — abrevieri	SP	s_p, în cm

+) $\pi_2 = \omega_2$, pentru $\omega_2 \leqslant 1$;
$\pi_2 = 4 - 3\,(\omega_2)^{-1/3}$ pentru $\omega_2 > 1$

Luîndu-se ca bază seriile reprezentative practice ale mărimilor constructiv-geometrice specifice și caracteristicile mecanice corespunzătoare ale materialelor utilizate, algoritmarea și programarea metodei de calcul Nadai s-au efectuat considerîndu-se o gamă întreagă de valori pentru adîncimea de mandrinare, iar programul — intitulat convențional „TV" — s-a scris în limbajul ALGOL 4100 (tabelul 3 și fig. 2). Rezultatele corespunzătoare metodei Nadai, obținute în urma utilizării programului „TV" (tabelul 2), sînt concretizate în nomograma redată în figura 3.

Metoda Matiaș [4]. Se introduc notațiile (fig. 4):

$d_2 = 2r_2 = 2r_{rp}$ și $d_1 = 2r_1 = 2r_0$ — diametrele exterior și interior ale elementului tubular (înainte de mandrinare);
$R(=C)$ — raza maximă a zonei inelare de comportare plastică (la mandrinare) a plăcii;
$r_a(=b)$ — raza maximă a zonei inelare de placă aferentă unui element tubular;
r — raza curentă;
$s_p = b$ — adîncimea de mandrinare, egală cu grosimea plăcii;
t — distanța dintre axele a două elemente tubulare alăturate (pasul elementelor tubulare);

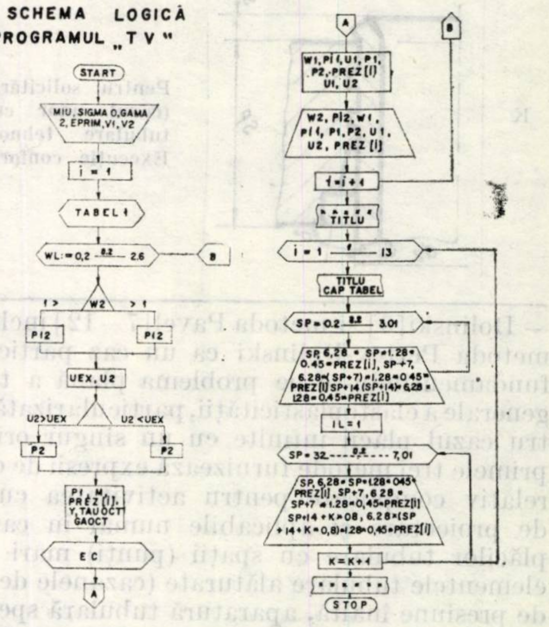


Fig. 2 — Schema logică. Programul „TV" (metoda Nadai).

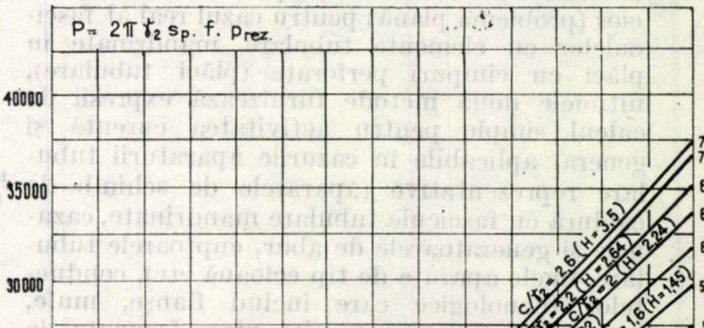


Fig. 3 — Dependența forței de smulgere de adîncimea de mandrinare și de presiunea reziduală (gradul de mandrinare H, în %), conform metodei Nadai.

```
*********************************************************************`
;
"PRINT"''L6'',
'P1,P2-EFORTURI EFECTIVE NORMALE PE FETELE INTERIOARE SI EXTERIOARE A
   TUBULUI (DAN/CMP)','L'',
'U1,U2-DEPLASARILE SUPREFETELOR INTERIOARE SI EXTERIOARE A TUBULUI(MM)',
''L'',
'PREZ-EFORTUL EFECTIV NORMAL REZIDUAL DUPA EXTRAGEREA MANDRINEI
(DAN/CMP)',''L17'',
'----------------------------------------------------------------------
';
   "FOR"I:=1"STEP"1"UNTIL"13"DO"
    "BEGIN"
    "PRINT"''L'',
'
----------------------------------------------------------------------
',
''L10'',
''S8'',SAMELINE,'VALORILE EFORTURILOR DE SMULGERE DIN IMBINAREA MAN-',
''L'',''S8'',SAMELINE,'DRINATA LA DIFERITE GROSIMI ALE PLACII PLECIND
DE LA',''L'',
''S8'',SAMELINE,'VALOAREA EFORTURILOR REZIDUALE CALCULATE DUPA NADAI',
''L'',
''S8'',SAMELINE,'*****************************************************
,''L4'',''S31'',SAMELINE,'PREZ=',ALIGNED(4,Ø),PREZ[I],''L'',
'
**********************************************************************
*    *            *    *            *    *            *
*    *            *    *            *    *            *
*  SP  *      P     *  SP  *      P     *SP  *      P     *
*    *            *    *            *    *            *
**********************************************************************
';
   "FOR"SP:=Ø.2"STEP"Ø.2"UNTIL"3.Ø1"DO"
   "PRINT"''S1'',SAMELINE,'*',ALIGNED(1,1),SP,''S1'','*',ALIGNED(6,5),
    2*3.14159*SP*1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',ALIGNED(2,1),SP+7.Ø,
''S1'','*',ALIGNED(6,5),2*3.14159*(SP+7.Ø)*1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'',
'*',ALIGNED(1,12,1),SP+14.Ø,'*',ALIGNED(7,5),2*3.14159*(SP+14.Ø)*
1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',''L'';
   K:=1;
"FOR"SP:=3.2"STEP"Ø.2"UNTIL"7.Ø1"DO"
"BEGIN"
"PRINT"''S1'',SAMELINE,'*',ALIGNED(1,1),SP,''S1'','*',ALIGNED(6,5),
2*3.14159*SP*1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',ALIGNED(2,1),SP+7.Ø,
''S1'','*',ALIGNED(6,5),2*3.14159*(SP+7.Ø)*1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',
ALIGNED(2,1),SP+14.Ø+K*Ø.8,'*',ALIGNED(7,5),
2*3.14159*(SP+14.Ø+K*Ø.8)*1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',''L'';
   K:=K+1;
"END";
"FOR"SP:=6.8"STEP"Ø.2"UNTIL"7.Ø1"DO"
"PRINT"''S1'',SAMELINE,'*',ALIGNED(1,1),SP,''S1'','*',
ALIGNED(6,5),2*3.14159*SP*1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',
ALIGNED(2,1),SP+7.Ø,''S1'','*',ALIGNED(6,5),2*3.14159*(SP+7.Ø)*
1.28*Ø.45*PREZ[I],''S2'','*',''S5'','*',''S16'','*',''L'';
"PRINT"''S1'',SAMELINE,
'
*********************************************************************
'
''L15',
'
----------------------------------------------------------------------
';
"END";
"END";
```

TABELUL 3

PROGRAM "T V "

```
TV;"BEGIN""INTEGER"I,K;
   "REAL"W2,PI2,MIU,SIGMAØ,GAMA2,EPRIM,UEX,U2,P2,P1,M,V1,V2,TAUOCT,
        GAOCT,W1,PI1,U1,Y,GAM,F,SIMAØ,X,SP;
    "ARRAY"PREZ[1:2Ø];
     "PROCEDURE"EC(A,B,C,XP);
    "VALUE"A,B,C;"REAL"A,B,C,XP;
"BEGIN"CHECKR(A);CHECKR(B);CHECKR(C);
     XP:=(-B+SQRT(B↑2-4*A*C))/(2*A);"END";
"PROCEDURE"TABEL1;
"PRINT"''L5'',
'
-----------------------------------------------------------------------'
,
''L16'',
''S3'',SAMELINE,'VALORILE DEPLASARILOR U1,U2,A EFORTURILOR EFECTIVE
NORMALE P1,P2',''L'',''S4'',SAMELINE,'SI A EFORTURILOR REZIDUALE PREZ,
PRIVIND IMBINARILE MANDRINATE',''L'',''S3'',SAMELINE,
'****************************************************************',
''L6'',
'
**********************************************************************
*    *     *     *     *        *        *       *         *      *
* W2 * PI2 *  W1 * PI1 *   P1   *   P2   *   U1  *    U2   * PREZ *
*    *     *     *     *        *        *       *         *      *
**********************************************************************
';
   "READ"MIU,SIGMAØ,GAMA2,EPRIM,V1,V2;
   I:=1;
   TABEL1;
    "FOR"W2:=Ø.2"STEP"Ø.2"UNTIL"2.6"DO"
"BEGIN"
   "IF"W2>1"THEN""BEGIN"PI2:=4-3*W2↑(-1/3);
     "GOTO"ET1;
"END""ELSE"PI2:=W2;
ET1:UEX:=(1+MIU)*SIGMAØ*GAMA2/(SQRT(3)*EPRIM);
    U2:=W2*UEX;
   "IF"U2>UEX"THEN"P2:=(SIGMAØ/SQRT(3))*(4-3*((UEX/U2)↑(1/3)))
"ELSE"P2:=(SIGMAØ/SQRT(3))*(U2/UEX);
P1:=1.14*P2;
M:=(2*V1-1)/(2*V2-1-2*MIU+(1+MIU));
PREZ[I]:=P2-M*P1;
Y:=1.14;GAM:=Ø.45+SIMAØ:=37ØØØ;
TAUOCT:=SIMAØ*PI2*SQRT((V2↑2-V2/2+1/4)-2*V1*V2*Y+
   (V1↑2+V1/2+1/4)*Y↑2)/(3*SQRT(3/2));
GAOCT:=1.733*1Ø↑(-7)*TAUOCT+2.866*1Ø↑(-18)*TAUOCT↑4;
EC(W2↑2*(V1↑2+V1/2+1/4),-(W2↑2*(2*V1*V2)),
   W2↑2*(V2↑2-V2/2.Ø+Ø.25)-(3/2)*(GAM↑2/4.Ø)*(GAOCT↑2/UEX↑2),X);
J1:=X*W2;
PI1:=Y*PI2;
U1:=W1*UEX;
P1:=P1/14.223;
P2:=P2/14.223;
PREZ[I]:=PREZ[I]/14.223;
U1:=U1*25.4;
U2:=U2*25.4;
"PRINT"PREFIX('*'),ALIGNED(1,1),W2,ALIGNED(1,2),PI2,ALIGNED(2,2),
   W1,ALIGNED(1,3),PI1,ALIGNED(4,2),P1,ALIGNED(4,2),P2,
    ALIGNED(1,6),U1,U2,ALIGNED(4,Ø),PREZ[I],'*',''L'';
   I:=I+1;
"END";
"PRINT"
```

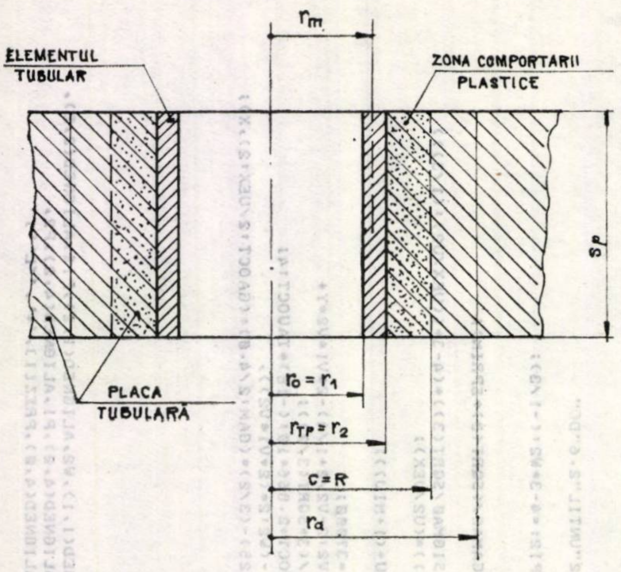


Fig. 4 — Modelul Matiaş (schemă de calcul).

$F\,(=A)$ — aria secţiunii transversale de calcul a elementelor tubulare;
U — deplasarea radială absolută;
P — forţa de smulgere a elementului tubular mandrinat din placă;
$f = 0{,}45$ — coeficientul de frecare pe suprafaţa cilindrică de diametrul d_2;
$\sigma_c\,(=\sigma_0)$ — limita tehnică de curgere a materialului plăcii;
$\sigma_r,\ \sigma_t$ — eforturile unitare radicale (r) şi inelare (t);
$\sigma_r^i = p_r^i$ — presiunea interioară necesară pentru extinderea zonei comportării plastice (la mandrinare) pînă la $R(=C)$;
$\sigma_r^0 = p_{rez}$ — presiunea reziduală de contact;
A, B, C, D — mărimi constante cu valori dependente de condiţiile iniţiale.

Algoritmarea şi programarea metodei de calcul Matiaş s-au efectuat similar metodei de calcul Nadai, determinîndu-se valorile forţei de smulgere P în funcţie de presiunea reziduală $\sigma_r^0 = p_{rez}$ şi de adîncimea de mandrinare $s_p = b$. Programul — de această dată intitulat convenţional „FORTA 2" — s-a scris de asemenea în limbajul ALGOL 4100 (tabelul 4 şi fig. 5). Rezultatele corespunzătoare metodei Matiaş,

Tabelul 4

METODA MATIAŞ

Tabelul declaraţiilor

Variabilele simple şi masive reale

Indicatorul	Semnificaţia şi unităţile de măsură	Indicatorul	Semnificaţia şi unităţile de măsură
R_1	$r_1 = r_0$, în cm	D_2	d_2, în cm
R_2	$r_2 = r_{TP}$, în cm	P	P, în daN
SIGMAO	$\sigma_c\,(=\sigma_0)$, în daN/cm²	FK	F_k, în cm²
SIGMARO	$\sigma_r^0 = p_{rez}$, în daN/cm²	SP	s_p = b, în cm
B	r_a (= b), în cm	SIMARI	σ_r^i, în daN/cm²
F	f	C	$C = R$, în cm

SCHEMA LOGICĂ
PROGRAMUL „FORTA 2"

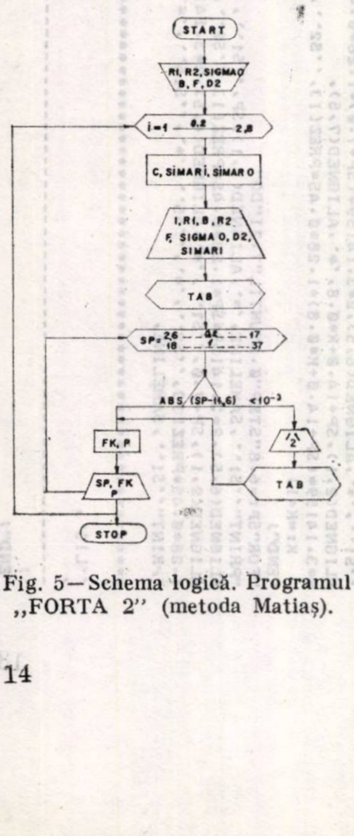


Fig. 5 — Schema logică. Programul „FORTA 2" (metoda Matiaş).

TABELUL 5

PROGRAMUL "FORTA 2"

```
FORTA2;
   "BEGIN""REAL"R1,R2,SIGMAØ,SIMARØ,B,F,D2,P,FK,SP,SIMARI,C,I;
   "PROCEDURE"TAB;
'PRINT"'
                    ********************************
                    *      *        *              *
                    *  SP  *   FK   *      P       *
                    *  CM. *  CM2.  *     KGF.     *
                    *      *        *              *
                    ********************************
`
"READ"R1,R2,SIGMAØ,B,F,D2;
  "FOR"I:=1"STEP"Ø.2"UNTIL"2.8"DO"
   "BEGIN"
       C:=1.28*I;
   SIMARI:=2*SIGMAØ/SQRT(3)*(LN(C/R1)+(B↑2-C↑2)/(2*B↑2));
   SIMARØ:=2*SIGMAØ/SQRT(3)*(LN(C/R2)+(B↑2-C↑2)/(2*B↑2))-
            SIMARI/((B↑2/R1↑2)-1)*((B↑2/R2↑2)-1);
"PRINT"''L2Ø``,SAMELINE,''S3Ø``,'C/R2  =`,ALIGNED(2,4),I,
      ''L``,''S15``,'R1      =`,ALIGNED(4,4),R1,''S9``,'B
          ALIGNED(4,4),B,
      ''L``,''S15``,'R2      =`,ALIGNED(4,4),R2,''S9``,'F
          ALIGNED(4,4),F,
      ''L``,''S15``,'SIGMAØ  =`,ALIGNED(4,4),SIGMAØ,''S9``,'D2
          ALIGNED(4,4),D2,
       ''L``,''S15``,'SIGMARØ=`,ALIGNED(4,4),SIMARØ,''S9``,
          'SIGMARI=`,ALIGNED(4,4),SIMARI,
      ''L2``;TAB;
"FOR"SP:=2.6"STEP"Ø.2"UNTIL"17.Ø,18.Ø"STEP"1"UNTIL"37.Ø"DO"
"BEGIN"
     "IF"ABS(SP-11.6)<₁₀-3"THEN""BEGIN""PRINT"''L1Ø``,''S35``,
        '2`,''L3``;TAB;
"END";
      FK:=3.14159*D2*SP;
      P:=FK*F*SIMARØ;
"PRINT"''S21``,PREFIX('*`),ALIGNED(3,2),SP,ALIGNED(3,3),FK,ALIGNED(6,4),
      P,'*`,''L``;
"END";"END";"END";
```

obţinute în urma utilizării programului „FORTA 2" (tabelul 5), sînt concretizate în nomograma redată în figura 6.

Metoda Goodier-Schoessow [5]. Algoritmarea şi programarea acestei metode de calcul s-au

Rezultatele corespunzătoare metodei de calcul Goodier – Schoessow, obţinute în urma utilizării programului „GOODIER" (tabelul 7), sînt concretizate în nomograma din figura 8. Comparativ, rezultatele corespunzătoare meto-

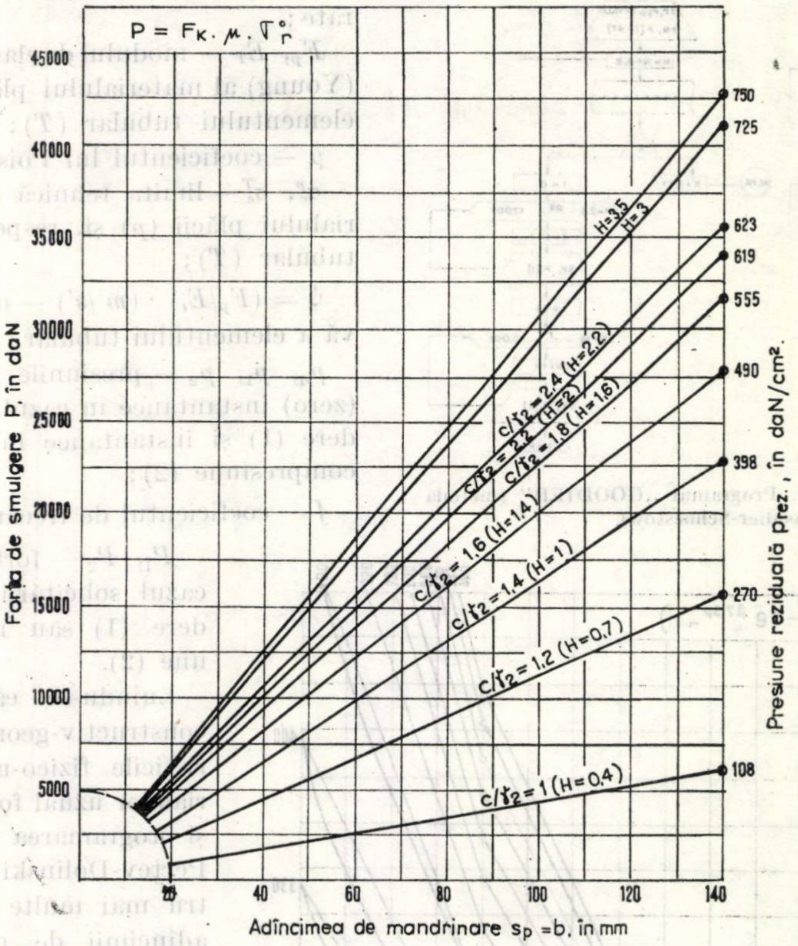


Fig. 6 – Dependenţa forţei de smulgere de adîncimea de mandrinare şi de presiunea reziduală (gradul de mandrinare H, în %), conform metodei Matiaş.

efectuat asemănător metodelor de calcul prezentate anterior (Nadai, Matiaş), păstrîndu-se semnificaţia notaţiilor şi determinîndu-se din nou valorile forţei de smulgere P în funcţie de presiunea reziduală p_{rez} şi de adîncimea de mandrinare $s_p = b$. Programul, acum intitulat convenţional „GOODIER", s-a scris tot în limbajul ALGOL 4100 (tabelul 6 şi fig. 7).

Tabelul 6

METODA GOODIER-SCHOESSOW

Tabelul declaraţiilor
Variabilele simple şi masive reale

Indicatorul	Semnificaţia şi unităţile de măsură	Indicatorul	Semnificaţia şi unităţile de măsură
PO	p_{rez}, în daN/cm²	R2	$r_2 = 0{,}5\, d_2$, în cm
BETA	β – factor dimensional	SP	$s_p = b$, în cm
F	f	P	P, în daN

delor de calcul Nadai, Matiaş şi Goodier – Schoessow sînt prezentate în figura 9, constatîndu-se următoarele:

– pentru presiuni reziduale p_{rez} suficient de mari (peste aproximativ 250 daN/cm²) şi/sau adînci de mandrinare $s_p = b$ suficient de mici (în general sub 55...60 mm), cele trei metode de calcul citate furnizează valori practic identice ale forţei de smulgere P;

– pentru o aceeaşi, oricare, dar suficient de mare (în general peste 55...60 mm) adîncime de mandrinare $s_p = b$, metodele de calcul Nadai şi Matiaş furnizează valori apropiate ale forţei de smulgere P, iar metoda de calcul Goodier-Schoessow indică valori P apreciabil mai mari.

Metoda Perţev-Dolinski [6]. Se introduc notaţiile:

d_1, d_2 – diametrele interior şi exterior ale elementului tubular înainte de mandrinare;

$d_0 = 2r_0$ – diametrul orificiului din placă, în care se mandrinează elementul tubular;

s'– grosimea peretelui elementului tubular după mandrinare;

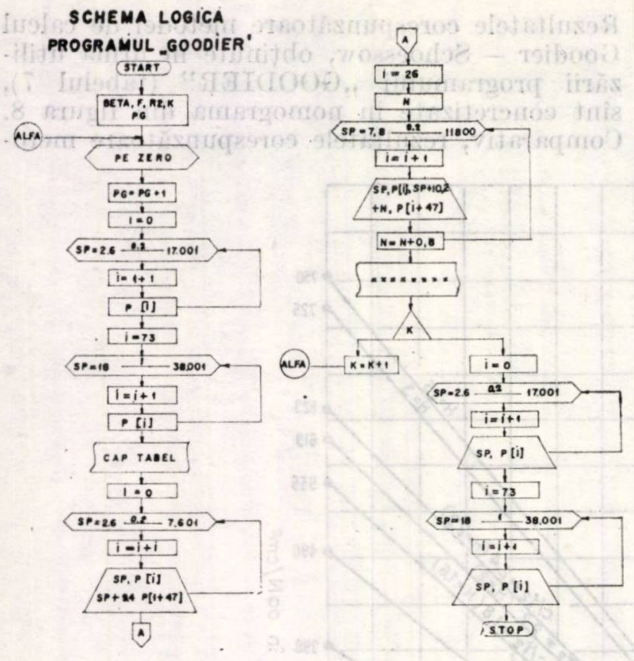


Fig. 7 — Schema logică. Programul „GOODIER" (metoda Goodier-Schoessow).

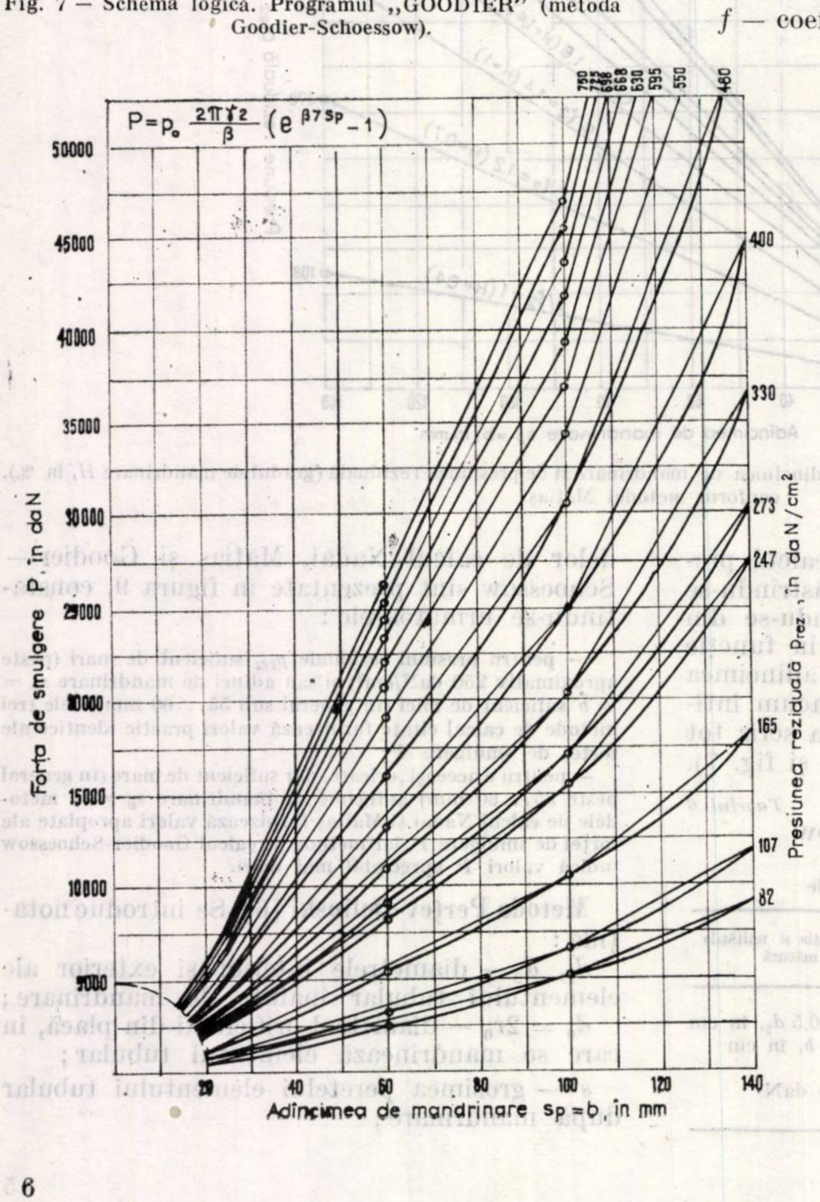


Fig. 8 — Dependența forței de smulgere de adîncimea de mandrinare și de presiunea reziduală, conform metodei Goodier-Schoessow.

$s_p = b$ — adîncimea de mandrinare;

$\beta = s_p/r_0 = b/r_0$ — indicatorul (simplexul) dimensional;

m' — jumătatea lățimii punții dintre două orificii (elemente tubulare mandrinate) alăturate;

F_p, E_T — modulul de elasticitate longitudinal (Young) al materialului plăcii (p), și, respectiv elementului tubular (T);

μ — coeficientul lui Poisson;

σ_c^p, σ_c^T — limita tehnică de curgere a materialului plăcii (p) și, respectiv, a elementului tubular (T);

$\psi = (F_p/E_t) \cdot (m'/s')$ — maleabilitatea relativă a elementului tubular;

p_0, p_1, p_2 — presiunile de contact inițială (zero) instantanee în cazul solicitării la întindere (1) și instantanee în cazul solicitării la compresiune (2);

f — coeficientul de frecare;

P_1, P_2 — forța de smulgere în cazul solicitării prin tragere-întindere (1) sau împingere-compresiune (2).

Luîndu-se ca bază elementele constructiv-geometrice și caracteristicile fizico-mecanice ale materialelor uzual folosite, algoritmarea și programarea metodei de calcul Perțev-Dolinski s-au efectuat pentru mai multe game valorice ale adîncimii de mandrinare $s_p = b$, gradului de mandrinare H și presiunii reziduale $p_{rez} = p_0$, în final determinîndu-se valorile corespunzătoare ale forței de smulgere P. Programul, convențional intitulat „FORTA 3", a fost scris și de această dată în limbajul ALGOL 4 100,

TABELUL 7

PROGRAMUL "GOODIER"

```
GOODIER;"BEGIN""INTEGER"K,PØ,PG,I;
                "REAL"BETA,F,R2,SP,N;
                 "ARRAY"P[1:2ØØ];
"PROCEDURE"PEZERO;
"BEGIN"
"IF"K=1"THEN"PØ:=82;
"IF"K=2"THEN"PØ:=1Ø7;
"IF"K=3"THEN"PØ:=165;
"IF"K=4"THEN"PØ:=247;
"IF"K=5"THEN"PØ:=273;
"IF"K=6"THEN"PØ:=33Ø;
"IF"K=7"THEN"PØ:=4ØØ;
"IF"K=8"THEN"PØ:=49Ø;
"IF"K=9"THEN"PØ:=55Ø;
"IF"K=1Ø"THEN"PØ:=595;
"IF"K=11"THEN"PØ:=63Ø;
"IF"K=12"THEN"PØ:=668;
"IF"K=13"THEN"PØ:=698;
"IF"K=14"THEN"PØ:=725;
"IF"K=15"THEN"PØ:=75Ø;
"END";
BETA:=Ø.232;
F:=Ø.45;
R2:=1.25;
K:=1;PG:=Ø;
ALFA:PEZERO;
   PG:=PG+1;
    I:=Ø;
"FOR"SP:=2.6"STEP"Ø.2"UNTIL"17.ØØ1"DO"
"BEGIN"
    I:=I+1;
    P[I]:=PØ*(6.28*R2/BETA)*(EXP(BETA*F*SP)-1);
"END";
I:=73;
"FOR"SP:=18.Ø"STEP"1"UNTIL"38.ØØ1"DO"
"BEGIN"
I:=I+1;
P[I]:=PØ*(6.28*R2/BETA)*(EXP(BETA*F*SP)-1);
"END";
"PRINT"''L``,SAMELINE,''S3Ø``,'PAGINA`,DIGITS(3),PG;
"PRINT"''L6``,
                         EFORTUL DE SMULGERE AL TEVII
                        DIN PLACA TUBULARA DUPA GOODIER`;
"PRINT"''L``,'PØ=`,SAMELINE,ALIGNED(3,2),PØ;
"PRINT"''L``,
'*******************************************************************
*          *          **          *          *
*          *          **          *          *
*   SP     *    P     **    SP    *    P     *
*          *          **          *          *
*******************************************************************
`;
  I:=Ø;
"FOR"SP:=2.6"STEP"Ø.2"UNTIL"7.6Ø1"DO"
"BEGIN"
   I:=I+1;
"PRINT"'*`,SAMELINE,ALIGNED(5,1),SP,''S6``,'*`,ALIGNED(8,3),P[I],
''S4``,'**`,ALIGNED(6,1),SP+9.4,''S6``,'*`,ALIGNED(9,3),P[I+47],''S4``,
'*`,''L``;
"END";
I:=26;
N:=Ø;
"FOR"SP:=7.8"STEP"Ø.2"UNTIL"11.8ØØ1"DO"
"BEGIN"
   I:=I+1;
  "PRINT"'*`,SAMELINE,ALIGNED(5,1),SP,''S6``,'*`,ALIGNED(8,3),P[I],
''S4``,'**`,ALIGNED(6,1),SP+13.2+N,''S6``,'*`,ALIGNED(9,3),P[I+47],
''S4``,'*`,''L``;
N:=N+Ø.8;
"END";
"PRINT"'******************************************************************`
"PRINT"''L1Ø``;
"IF"K=15"THEN""GOTO"BITA;
 K:=K+1;
"GOTO"ALFA;
BITA:
 I:=Ø;
"FOR"SP:=2.6"STEP"Ø.2"UNTIL"17.ØØ1"DO"
"BEGIN"
  I:=I+1;
"PRINT"SAMELINE,ALIGNED(8,2),SP,''S2``,P[I],''L``;
"END";
  I:=73;
"FOR"SP:=18"STEP"1"UNTIL"38.ØØ1"DO"
"BEGIN"
I:=I+1;
"PRINT"SAMELINE,ALIGNED(8,2),SP,''S2``,P[I],''L``;
  "END";
"END";
```

(tabelul 8 și fig. 10). Rezultatele corespunzătoare metodei de calcul Perțev-Dolinski, obținute în urma utilizării programului „FORTA 3" (tabelul 9), sînt concretizate exemplificativ în nomograma din figura 11.

s, s' — grosimea peretelui elementului tubular înainte de și după mandrinare;

s_p — grosimea plăcii tubulare;

b — adîncimea de mandrinare;

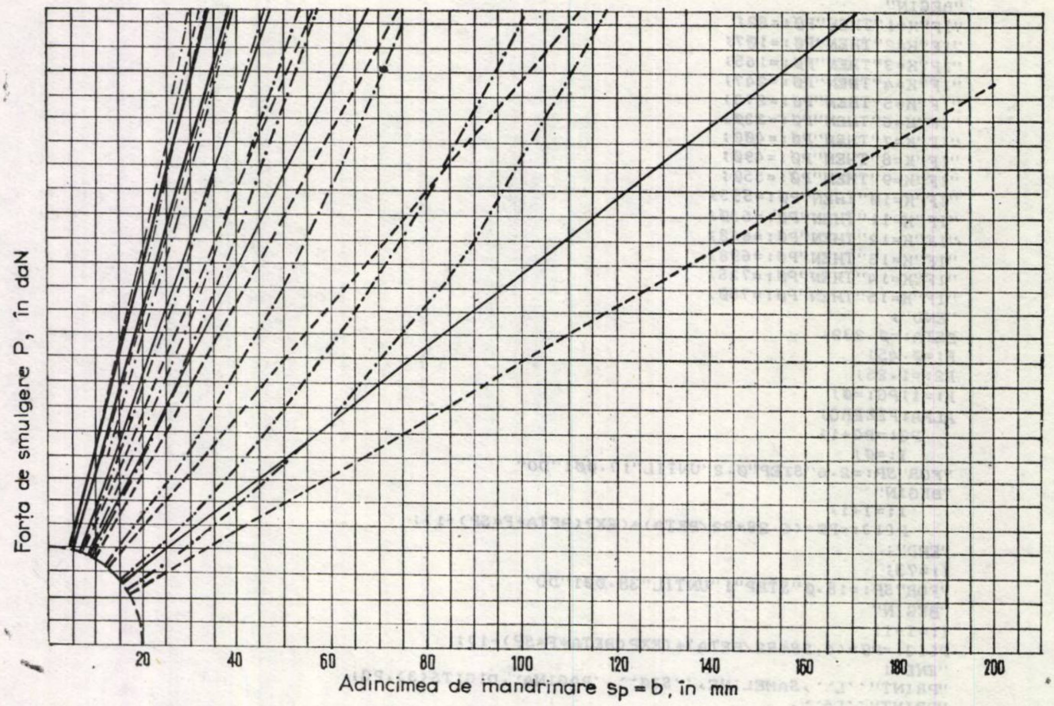


Fig. 9 — Dependența forței de smulgere P de adîncimea de mandrinare $s_p = b$ și de presiunea reziduală p_{rez}. Grafic comparativ.
– – – – – – Nadai; ——————— Matias; — · — · — Godier – Schoetsow

Observație — Cifrele indicate pe fiecare curbă reprezintă presiunea reziduală p_{rez} corespunzătoare, în daN/cm².

Tabelul 8

METODA PERȚEV-DOLINSKI

Tabelul declarațiilor

Variabilele simple și masive reale

Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură	Indicatorul	Semnificația și unitație de măsură
R_2	r_0, în cm	F	f
MIU	μ	BETA	$\beta = s_p/r_0 = b/r_0$
PO	p_0, în daN/cm²	SP	$s_p = b$, în cm
T	Coeficientul de neuniformitate *	SPRIM	s', în cm
SIGMAT	σ_c^T, în daN/cm²	P	P, (P_1, P_2), în daN
SIGMAP	σ_c^T, în daN/cm²	D_1	d_1, în cm
M	$m = 2m'$, în cm	D_2	d_2, în cm

* Se ia în considerație neuniformitatea repartizării presiunii de contact pe suprafața de delimitează (convențional) elementul tubular mandrinat de placă.

Metoda Pavel [7–12]. Se introduc notațiile:

d_2, d_2' — diametrul exterior al elementului tubular înainte de și după mandrinare;

$d_0 = 2r_0$ — diametrul orificiului din placa tubulară în care se mandrinează elementul tubular;

$m = 2m'$ — lățimea admisibilă minimă a punții dintre două elemente tubulare mandrinate alăturate;

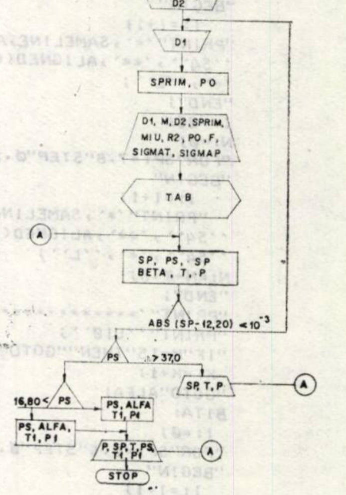


Fig. 10 — Schemă logică. Programul „FORTA 3" (metoda Perțev-Dolinski).

σ_c^T, σ_c^P — limita tehnică de curgere a materialului elementelor tubulare și, respectiv, plăcii tubulare în care se efectuează mandrinarea;

Observație — Nomograma este construită pentru nu grad dea mndrinare $H = 1{,}5\%$ și o presiune reziduală $p_{rez} = 32\ daN/cm^2$.

TABELUL 9

PROGRAMUL "FORTA 3"

```
     FORTA3;
    "BEGIN""REAL"R2,MIU,PØ,T,SIGMAT,SIGMAP,M,F,BETA,SP,SPRIM,
                P,D1,D2,PS,ALFA,P1,T1;
    "PROCEDURE"TAB;"PRINT"'
    ****************************** ******************************
    *     *      *       *       * *     *      *       *        *
    * SP  *   T  *   P   *       * * SP  *   T  *   P   *        *
    * CM. *      *  KGF. *       * * CM. *      *  KGF. *        *
    *     *      *       *       * *     *      *       *        *
    ****************************** ******************************

    "READ"R2,MIU,SIGMAT,SIGMAP,M,F,D2;
CITIRE:"READ"D1;
            SPRIM:=(D2-D1)/2;
            PØ:=SIGMAT*SPRIM/R2*(SIGMAP/SIGMAT-1)/(SPRIM/M+1);
    "PRINT"''L15S15``,SAMELINE,
      'D1     =`,ALIGNED(4,4),D1     ,''S9``,'M      =`,ALIGNED(4,4),M,
''LS15``,'D2     =`,ALIGNED(4,4),D2,''S9``,'SPRIM =`,ALIGNED(4,4),SPRIM,
''LS15``,'MIU    =`,ALIGNED(4,4),MIU,''S9``,'R2    =`,ALIGNED(4,4),R2,
''LS15``,'PØ     =`,ALIGNED(4,4),PØ,''S9``,'F     =`,ALIGNED(4,4),F,
''LS15``,'SIGMAT=`,ALIGNED(4,4),SIGMAT,''S9``,'SIGMAP=`,ALIGNED(4,4),
SIGMAP,''L2``;TAB;
        SP:=2.4;
        PS:=12.Ø;
ETSP:   SP:=SP+Ø.2;
        BETA:=SP/R2;
        T:=1-EXP(-MIU*F*BETA);
        P:=2*3.14159*R2↑2*1/MIU*PØ*T;
    "IF"ABS(SP-12.2Ø)<.-3"THEN""GOTO"CITIRE;
    "IF"PS>37.Ø"THEN""BEGIN""PRINT"''S3``,PREFIX('*`),ALIGNED(3,2),SP,
ALIGNED(3,3),T,ALIGNED(6,4),P,'*`,''L``;"GOTO"ETSP;"END";
    "IF"PS>16.8Ø"THEN""GOTO"ETIF;
PS:=PS+Ø.2;
ALFA:=PS/R2;
T1:=1-EXP(-MIU*F*ALFA);
P1:=2*3.14159*R2↑2*1/MIU*PØ*T1;
    "PRINT"''S3``,PREFIX('*`),ALIGNED(3,2),SP,ALIGNED(3,3),T,ALIGNED(6,4)
P,'*`,''S4``,ALIGNED(3,2),PS,ALIGNED(3,3),T1,ALIGNED(6,4),P1,'*`,''L``;
"GOTO"ETSP;
ETIF:     PS:=PS+1.Ø;
          ALFA:=PS/R2;
          T1:=1-EXP(-MIU*F*ALFA);
          P1:=2*3.14159*R2↑2*1/MIU*PØ*T1;
    "PRINT"''S3``,PREFIX('*`),ALIGNED(3,2),SP,ALIGNED(3,3),T,ALIGNED(6,4)
P,'*`,''S4``,ALIGNED(3,2),PS,ALIGNED(3,3),T1,ALIGNED(6,4),P1,'*`,''L``;
"GOTO"ETSP;
"END";
```

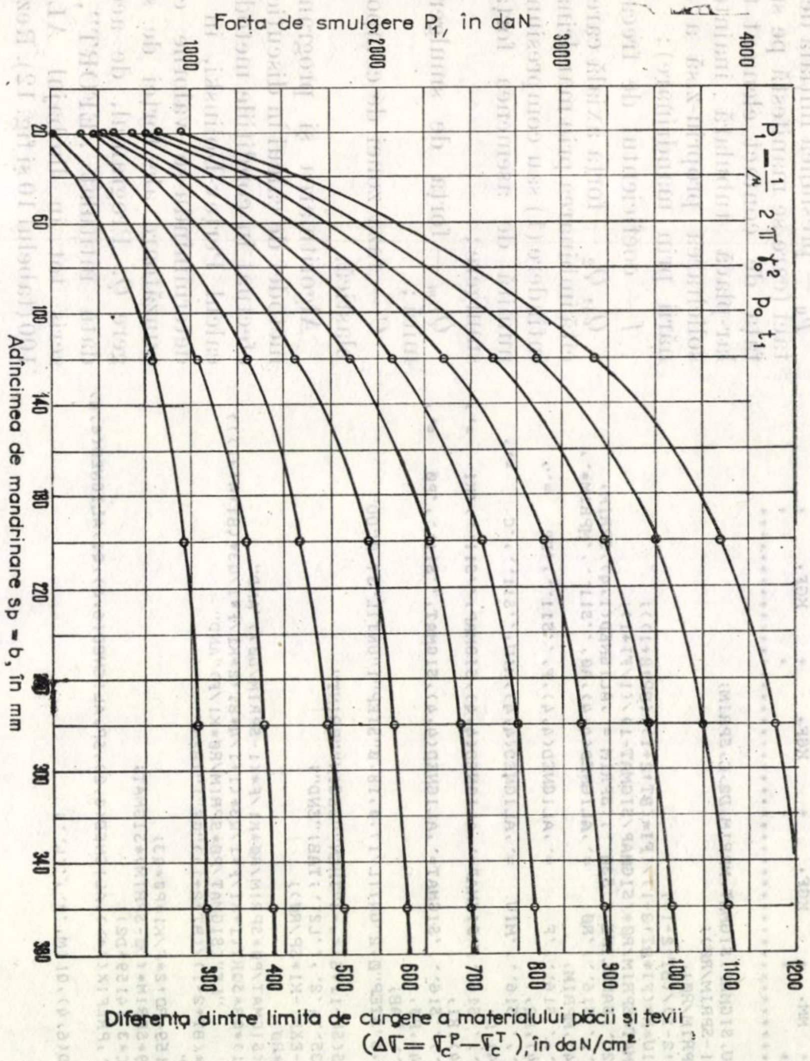


Fig. 11 — Dependența forței de smulgere P_1 (tragere-întindere) de adîncimea de mandrinare $s_p = b$ și de diferența dintre limitele de curgere ale materialului plăcii și țevii ($\Delta\sigma = \sigma_c^P\ \sigma_c^T$), conform metodei Perțev-Dolinski.

Tabelul 10

METODA PAVEL
Tabelul declarațiilor
Variabilele simple și masive reale

Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură	Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură
RO	$r_0 = 0{,}5$ do, în cm	PO	p_0, în daN/cm^2
F	f	Q_1, Q_2, Q_3	Q_1, Q_2, Q_3, în daN
MIU	μ	DO	$d_0 = 2r_0$, în cm
SIGMAP	σ_c^p, în daN/cm^2	QLIM	$q_{lim} = Q/c \cdot \pi d_2'$, în daN/cm^2
SOGMAT	σ_C^T, în daN/cm^2	C	C, în cm
SPRIM	s', în cm	D2	d_2, în cm
FI	ψ	SP	s_p, în cm
K_1, K_2	k_1, k_2	MPRIM	$m' = 0{,}5$ m, în cm

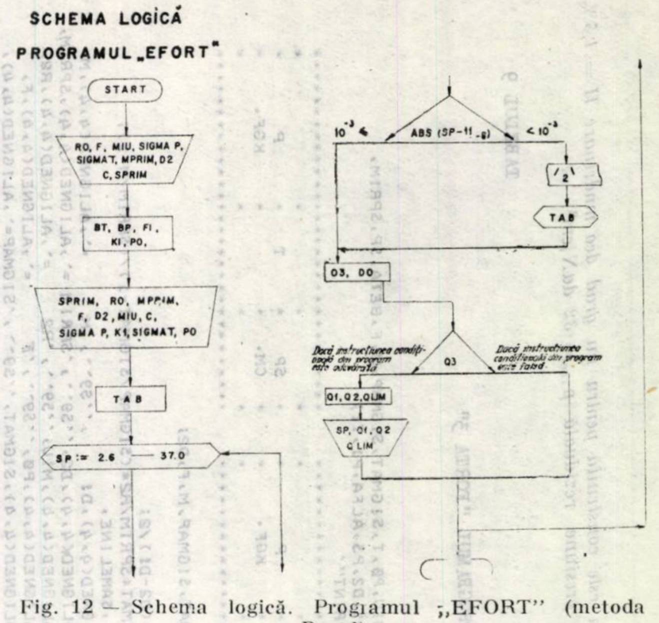


Fig. 12 — Schema logică. Programul „EFORT" (metoda Pavel).

TABELUL 11

PROGRAMUL "EFORT"

```
EFORT;
  "BEGIN""REAL"RØ,F,MIU,SIGMAP,SIGMAT,SPRIM,FI,BP,BT,K1,PØ,Q1,
           Q2,Q3,DØ,QLIM,C,D2,SP,MPRIM;
        "PROCEDURE"TAB;
  "PRINT"'
            ***********************************************
            *       *           *           *           *
            *  SP   *    Q1     *    Q2     *   QLIM    *
            *  MM.  *   KGF.    *   KGF.    *   KGF.    *
            *       *           *           *           *
            ***********************************************
`;
"READ"RØ,F,MIU,SIGMAP,SIGMAT,MPRIM,D2,C,SPRIM;
      BT:=1/(1-SPRIM/RØ);
      BP:=1+MPRIM/RØ;
      FI:=(BP↑2-1)/(BT↑2-1);
      K1:=2*MIU*F*(F1*BT↑2+1)/(FI*(BT↑2+1)+(BP↑2+1));
      PØ:=SIGMAT*SPRIM/RØ*(SIGMAP/SIGMAT-1)/(1/FI+1);
  "PRINT"''L12``,SAMELINE,''S3Ø``,'SPRIM =`,ALIGNED(1,4),SPRIM,
        ''L``,''S16``,'RØ     =`,ALIGNED(4,4),RØ,''S11``,'MPRIM=`,
   ALIGNED(4,4),MPRIM,
        ''L``,''S16``,'F      =`,ALIGNED(4,4),F,''S11``,'D2    =`,
   ALIGNED(4,4),D2,
        ''L``,''S16``,'MIU    =`,ALIGNED(4,4),MIU,''S11``,'C     =`,
   ALIGNED(4,4),C,
        ''L``,''S16``,'SIGMAP=`,ALIGNED(4,4),SIGMAP,''S11``,'K1    =`,
   ALIGNED(4,4),K1,
        ''L``,''S16``,'SIGMAT=`,ALIGNED(4,4),SIGMAT,''S11``,'PØ    =`,
   ALIGNED(4,4),PØ,
        ''L2``;TAB;
  "FOR"SP:=2.6"STEP"Ø.2"UNTIL"17.Ø,18.Ø"STEP"1"UNTIL"37.Ø"DO"
"BEGIN"
      "IF"ABS(SP-11.6)<₁₀-3"THEN""BEGIN""PRINT"
   ''L7``,''S35``,'2`,''L2``;TAB;"END";
       Q3:=1-EXP(-K1*SP/RØ);
       DØ:=2*RØ;
   "IF"Q3"LE"(SIGMAT/PØ*SPRIM/RØ*K1/F*(1-SPRIM/DØ))"AND"
   (2*BT/(BT+1)*Q3*SQRT(1+K1/F*1/Q3*(1+1/4*BT↑2*K1/F*1/Q3*(BT↑4+3))))
                   "LE"(SIGMAT/PØ*SPRIM/RØ*K1/F)"AND"
   (SIGMAT/PØ*(BT↑2-1)/(BT↑2+1))"GE"1"THEN"
       "BEGIN"
   Q1:=2*3.14159*RO↑2*F/K1*PØ*Q3;
   Q2:=3.14159*SPRIM*(DØ-SPRIM)*SIGMAT;
   QLIM:=Q1/(C*3.14159*D2);
"PRINT"''S13``,PREFIX('*`),ALIGNED(3,2),SP,ALIGNED(6,4),Q1,ALIGNED(6,4)
,Q2,
      ALIGNED(6,4),QLIM,'*`,''L``;
"END";"END";
"END";
```

μ — coeficientul lui Poisson;

ψ — „maleabilitatea relativă" a elementelor tubulare;

k_1, k_2 — coeficienții depinzînd de dimensiunile și caracteristicile elastice ale elementelor îmbinate prin mandrinare;

p_0 — presiunea inițială de contact (care se manifestă pe suprafața de contact element tubular-placă tubulară înainte de solicitarea propriu-zisă a îmbinării prin mandrinare);

f — coeficientul de frecare;

Q_1, Q_2 — forța axială care solicită îmbinarea prin mandrinare la întindere (1) sau compresiune (2), numită de asemenea forță de smulgere;

Q_{lim} — forța de smulgere limită;

C — raza zonei de comportare plastică.

Algoritmarea și programarea metodei de calcul în discuție s-au efectuat în condițiile metodei de calcul Perțev-Dolinski, în final determinîndu-se valorile corespunzătoare ale forței de smulgere Q. Programul, de această dată intitulat „EFORT", s-a scris tot în limbajul ALGOL 100 (tabelul 10 și fig. 12). Rezulta-

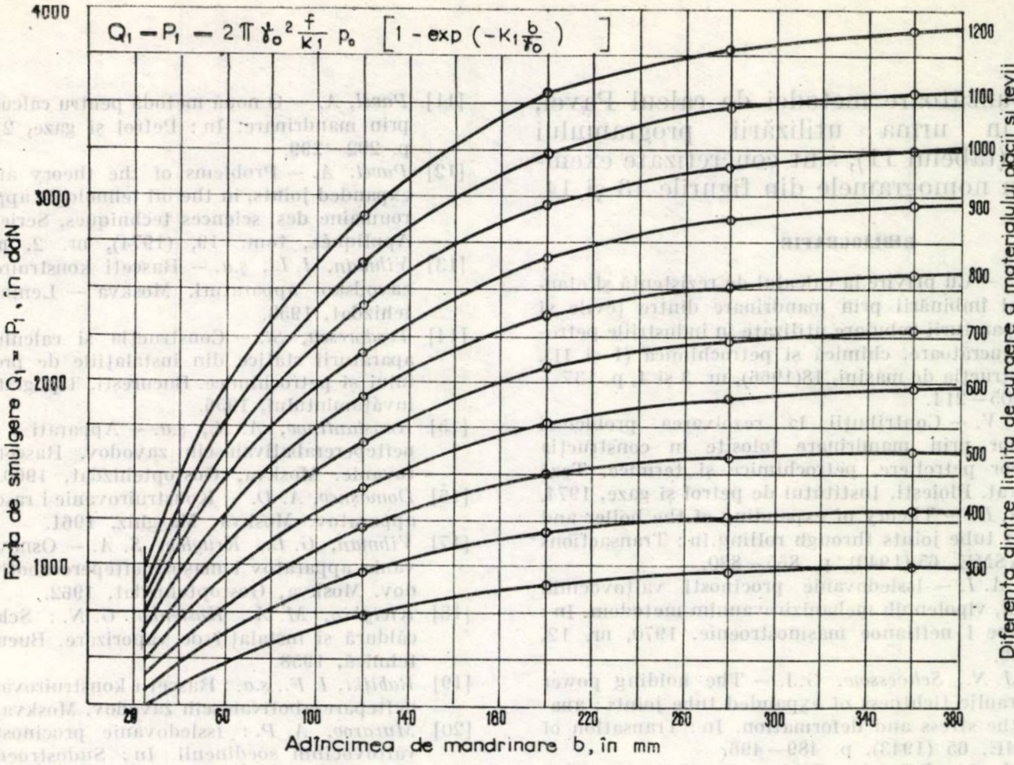


Fig. 13 — Dependența forței de smulgere $P_1 = Q_1$ (tragere-întindere) de adîncimea de mandrinare b și de diferența dintre limitele de curgere ale materialului plăcii și țevii ($\Delta\sigma = \sigma_c^P - \sigma_c^T$), conform metodei Pavel.

Observație — Nomograma este construită pentru un grad de mandrinare $H = 1,5\%$ și o presiune reziduală $p_{rez} = 32$ daN/cm².

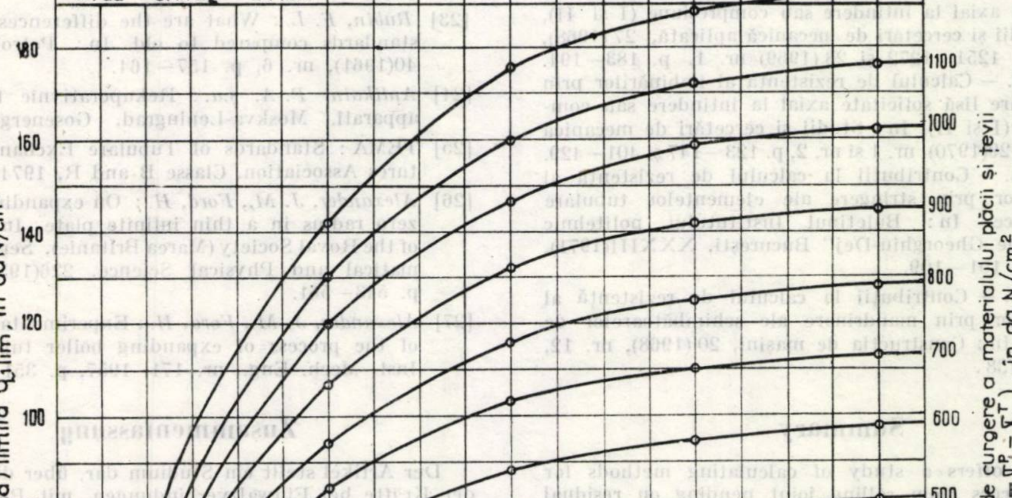


Fig. 14 — Dependența rezistenței (admisibile) limite q_{1lim} (tragere-împingere) de adîncimea de mandrinare b și de diferența dintre limitele de curgere ale materialului plăcii și țevii ($\Delta\sigma = \sigma_c^P - \sigma_c^T$), conform metodei Pavel.

Observație — Nomograma este construită pentru coeficientul de siguranță $c = 2,5$ indicat în [8], gradul de mandrinare $H = 1,5\%$ și presiunea reziduală $p_{rez} = 32$ daN/cm².

tele corespunzătoare metodei de calcul Pavel, obţinute în urma utilizării programului „EFORT" (tabelul 11), sînt concretizate exemplificativ în nomogramele din figurile 13 şi 14.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Pavel, A.* — Cu privire la calculul de rezistenţă şi etanşeitate al îmbinării prin mandrinare dintre ţevile şi plăcile aparaturii tubulare utilizate în industriile petrolieră prelucrătoare, chimică şi petrochimică (I şi II). In : Construcţia de maşini, 18(1966), nr. 3 şi 4, p. 137—149 şi 205—214.

[2] *Tănase, V.* — Contribuţii la rezolvarea problemei îmbinărilor prin mandrinare folosite în construcţia agregatelor petroliere, petrochimice şi termice. Teză de doctorat. Ploieşti, Institutul de petrol şi gaze, 1974.

[3] *Nadai, A. D.* — Theory of expanding of the boiler and condenser tube joints through rolling.In : Transactions of the ASME, 65/(1943), p. 865—880.

[4] *Matiaş, A. I.* — Issledovanie procinosti valţovocinîh soedinenii, vîpolennîh mehanizirovannîm metodom. In : Himiceskoe i neftianoe maşinostroenie, 1970, nr. 12, p. 27—29.

[5] *Goodier, J. N., Schoessow,* G.J. — The holding power and hydraulic tichtness of expanded tube joints : analysis of the stress and deformation. In : Transation of the ASME, 65 (1943), p. 489—496.

[6] *Perţev, L. P., Dolinski, V.M.* — Rasciot procinosti valţovocinogo soedinenia trubî s trubnoi reşetkoi teploobmennogo apparata. In : Himiceskoe i neftianoe maşinostroenie, 1964, nr. 3, p. 20—23.

[7] *Pavel, A.* — Legile de variaţie a presiunii instantanee de contact în cazul îmbinărilor prin mandrinare lisă solicitate axial la întindere sau compresiune (I şi II). In : Studii şi cercetări de mecanică aplicată, 27 (1968), nr. 6, p. 1251—1272 şi 28 (1969) nr. 1, p. 183—194.

[8] *Pavel, A.* — Calculul de rezistenţă al îmbinărilor prin mandrinare lisă solicitate axial la întindere sau compresiune (I şi II). In : Studii şi cercetări de mecanică aplicată, 29(1970), nr. 1 şi nr. 2, p. 123—147 şi 401—429.

[9] *Pavel, A.* — Contribuţii la calculul de rezistenţă al îmbinărilor prin strîngere ale elementelor tubulare concentrice. In : Buletinul Institutului politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" Bucureşti, XXXIII(1971), nr. 5, p. 101—109.

[10] *Pavel, A.* — Contribuţii la calculul de rezistenţă al îmbinărilor prin mandrinare ale schimbătoarelor de căldură. In : Construcţia de maşini, 20 (1968), nr. 12, p. 732—738.

[11] *Pavel, A.* — O nouă metodă pentru calculul îmbinărilor prin mandrinare. In : Petrol şi gaze, 21(1970), nr. 5, p. 292—299.

[12] *Pavel, A.* — Problems of the theory and practice of expanded joints, in the oil tehnologic apparatus, Revue roumaine des sciences techniques, Serie de Mécanique Appliquée, tom. 19, (1974), nr. 2, pag. 337—350.

[13] *Vihman, I. L., ş.a.* — Rasceti konstruirovanie neftezavodskoi apparaturî. Moskva — Leningrad, Gostoptehizdat, 1953.

[14] *Teodorescu, Şt.* — Construcţia şi calculul mecanic al aparaturii statice din instalaţiile de prelucrarea ţiţeiului şi petrochimice. Bucureşti, Tipografia şi litografia învăţămîntului, 1956.

[15] *Konstantinov, A. N., ş.a.* — Apparatî i aborudovanie neftepererabativaiuşcih zavodov. Rascet i konstruirovanie. Moskva, Gostoptehizdat, 1960.

[16] *Domaşnev, A. D.* — Konstruirovanie i rascet himiceskih apparatov. Moskva, Maşghiz, 1961.

[17] *Vihman, G. L., Kruglov, S. A.* — Osnovî konstruirovania apparatov i maşin neftepererabotivaiuşcih zavodov. Moskva, Gostoptehizdat, 1962.

[18] *Kicighin, M. A., Kostenko, G. N.* : Schimbătoare de căldură şi instalaţii de vaporizare. Bucureşti, Editura tehnică, 1958.

[19] *Babiţki, I. F., ş.a.* : Rascet i konstruirovanie apparaturî nefteparerabotivaiuşcih zavodov. Moskva, Nedra, 1965.

[20] *Murarov, A. P.* : Issledovanie procinosti i plotnosti valţovocinîh soedinenii. In : Sudostroenie, 26 (1960), nr. 11, p. 46—51.

[21] *Hobler, T.* : Ruch ciepla i wymienniki. Warszawa, 1959.

[22] *Davidescu, Al., Mucica, H.* : Schimbul de căldură în instalaţiile industriale. Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[23] *Rubin, F. L.* : What are the differences? New TEMA standards compared to old. In : Petroleum Refiner, 40(1961), nr. 6, p. 157—164.

[24] *Antikain, P. A. ş.a.* : Rekuperativnie teploobmennie apparatî. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1962.

[25] TEMA : Standards of Tubulare Exchanger Manufactures Association. Classe B and R, 1974.

[26] *Alexander, J. M., Ford, H.* : On expanding a hole from zero radius in a thin infinite plate. In : Proceedings of the Royal Society (Marea Britanie), Series A — Mathematical and Physical Science, 226(1954), nr. 1167, p. 543—561.

[27] *Alexander, J. M., Ford, H.* : Experimental investigation of the process of expanding boiler tubes. In : Proc. Inst. Mech. Eng., nr. 171, 1957, p. 351—381.

Summary

This work offers a study of calculating methods for pulling out forces from rolling joint pending on residual contact pressure and rolling depth ; a studii is presented by self-computing charts as a result of utility programmes and programmings for these methods.

Zusammenfassung

Der Artikel stellt ein Studium dar, über die Berechnung der Kräfte bei Einwalzverbindungen, mit Betrachtung auf den Kontaktnick und der Tiefe der Einwalzung. Es werden Nomogramme gegeben.

Résumé

L'ouvrage présente un étude des méthodes de calcul des forces d'arrachement du joint dudgéonné fonction de la pression residuelle de contact et la profondeur du dudgéonnage, étude présenté par nomogrammes comme résultat des algorithmes et des programmes de ces méthodes.

Резюме

Работа представляет исследование расчётных методов сил срыва из развальцованных соединений в зависимости от контактного остаточного давления и глубина развальцовки, исследование представленное номограммами, результат алгоритмирования и программирования настоящих методов.

CZ: 621.002.5

Asupra mecanicii fasciculelor tubulare de tip rigid

Dr. ing. Vasile **TĂNASE** — Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru rafinării și instalații petrochimice — Ploiești

Conf. dr. ing. Alecsandru **PAVEL** — Institutul de Petrol și Gaze — Ploiești

În literatura de specialitate [1—11], valorile eforturilor efective maxime din țevile fasciculelor tubulare ale aparatelor de schimb de căldură de tip rigid, ținînd cont de condițiile lor maximale de lucru în exploatare (presiune și temperatură maxime), s-au stabilit plecîndu-se de la următoarele ipoteze și precizări suplimentare :

— mantaua (corpul) aparatelor respective și țevile fasciculelor lor tubulare sînt (mecanic) nedeformabile;

— se consideră — în calcule — numai valoarea cea mai mare a presiunii (din manta sau din țevi);

— materialele din care sînt executate mantaua și fasciculul tubular sînt omogene;

— cîmpul de temperatură în secțiunea transversală a aparatelor respective este uniform.

În aceste condiții, după cum rezultă din literatura de specialitate citată și din practica proiectării industriale a aparatelor de schimb de căldură, efortul efectiv maxim din țeava cea mai solicitată * este calculat cu formula :

$$q_{TC} = \frac{Q_1[F_T + 3F_k\psi]}{n[F_T + F_k(1+\psi)]}, \tag{1}$$

în care :

$$Q_1 = p_k \frac{\pi}{4}(D_i^2 - nd_2^2), \tag{2}$$

coeficientul de încărcare al plăcii tubulare ψ fiind :

$$\psi = \frac{(m^2-1)\,a^2\,F_T}{8\pi\, m^2\, s_p^3\, \beta_L}, \tag{3}$$

unde β este coeficientul de rigiditate al plăcii tubulare :

$$\beta = \beta_0\left(1 + 0{,}1\frac{d_2}{s_p}\right); \tag{3'}$$

$$\beta_0 = \alpha^2\sqrt[3]{\alpha}; \tag{4}$$

$$\alpha = 1 - \frac{n}{4}\left(\frac{d_2}{a^2}\right)^2. \tag{5}$$

Valoarea grosimii plăcii tubulare se determină cu formula :

$$s_p = D_i\sqrt{\frac{0{,}3\,p_c}{R_z\,\varphi}} + 2c, \tag{6}$$

unde :

$$p_c = p_k\left(1 - n\frac{d_2^2}{D_i^2}\right); \tag{7}$$

$$R_z = 1{,}1\,\sigma a\,. \tag{8}$$

Numărul aproximativ al țevilor care alcătuiesc un fascicul tubular de tip rigid se calculează cu formula (1) :

$$n = 0{,}85\,\frac{\pi D_i^2}{4(t^\circ)^2}. \tag{9}$$

Valoarea coeficientului de rezistență φ al plăcii tubulare se ia egal cu :

$$\varphi = \frac{D_i - n_1 d_0}{D_i},\ \text{pentru } D_i \leqslant (n_1+5)\,t^\circ; \tag{10}$$

$$\varphi = \frac{(n_1+5)\,t^\circ - n_1 d_0}{(n_1+5)\,t^\circ};\ \text{pentru } D_i > (n_1+5)t^\circ; \tag{11}$$

Evident, în cazurile cînd intervine efectul termic, eforturile efective în țevile fasciculelor tubulare ale aparatelor de schimb de căldură cresc simțitor. Conform litreaturii de specialitate citate anterior, efortul suplimentar născut în fasciculele tubulare datorită efortului termic (în urma modificării cîmpurilor de temperatură) are valoarea :

$$Q_{TT} = \frac{E\,F_k\,\alpha_t\,\Delta_t}{1 + \dfrac{F_k}{F_T}} \tag{12}$$

pentru o singură țeavă, evident, rezultînd :

$$q_{TT} = \sigma_{TT}\,\varphi_T^0 \tag{13}$$

Așadar, valoarea totală a efortului efectiv maxim din țeava cea mai solicitată a unui aparat de schimb de căldură va fi :

$$q_T = q_{Tc} + q_{TT} \tag{14}$$

Procedîndu-se la algoritmare pentru diferite diametre de manta, diferite lungimi ale fasciculelor tubulare și o gamă largă de condiții

* În cazurile cînd nu se consideră efectul termic.

de lucru (presiuni și temperaturi), s-a elaborat un program de calcul scris în limbajul ALGOL 4100.

Pentru comoditate, algoritmarea s-a realizat în două etape :

— prima etapă — nu s-a luat în considerație influența eforturilor efective din țeavă; acestei etape îi corespunde programul ICAR (tab. 1 și 2; fig. 1);

— a doua etapă — s-a luat în considerație și influența efectului termic; acestei etape îi corespunde programul EFORT (tab. 1 și 3; fig. 2).

Tabelul 1

TABELUL DECLARAȚIILOR

Variabile simple și masive reale (Programele ICAR și EFORT)

Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură	Indicatorul	Semnificația și unitățile de măsură.
P	p_k, în daN/cm²	Q 1	Q_1, în daN
L	L, în cm	F.T	F_T, în cm²
D_i	D_i, în cm	FK	F_k, în cm²
DE	D_0, în cm	B.T	β
D_1	d_1, în cm	PSI	ψ
D_2	d_2, în cm	QTC	q_{TC}, în daN
DO	d_0, în cm	QTP	q_{TP}, în daN
S	s, în cm	RAP	q_{TC}/q_{TP}
SP	s_p, în cm	Q—T	Q_T, în daN
N	n	QTP.1 }	$Q_{TP1} + Q_{TP7}$,
N_1	n_1	QTP-7 }	în daN

Programul EFORT folosește datele obținute în urma rulării programului ICAR și, în final, indică valorile maxime ale eforturilor totale efective q_T, conform metodelor de calcul clasice, pentru oricare variantă de exploatare.

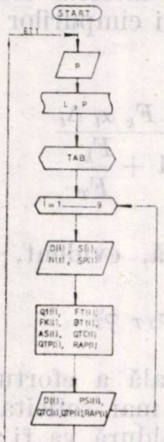


Fig. 1. Schema logică corespunzătoare programului de calcul „ICAR".

Pentru comparație, în continuare se abordează metoda de calcul indicată în standardele TEMA (STANDARDS OF TUBULAR EXCHANGER MANUFACTURERS ASSOCIATION ED. 1968 — REV. 1974), [12] și aplicată curent în practica de proiectare internațională. Această metodă determină valorile eforturilor respective luînd concomitent în considerație atît solicitările date de presiune cît și cele corespunzătoare efectului termic.

Cu toate că standardele TEMA nu menționează ipotezele de calcul considerate și nu fac referiri la aspectele teoretico-analitice ale problemei elaborate, din analiza atentă a relațiilor de calcul înșiruite succesiv rezultă — fără dificultate — următoarele ipoteze și precizări simplificatoare :

— țevile fasciculelor tubulare nu sînt încărcate ;

— placa tubulară este mecanic deformabilă, uniform ;

— calculele se efectuează pentru presiunea echivalentă de calcul, luîndu-se în considerație atît presiunea (statică) din manta cît și cea din țevi ;

— se iau în considerație și valorile eforturilor suplimentare din țevi datorate momentelor încovoietoare care apar în placa tubulară și după intrarea în regim a aparatului de schimb de căldură ;

— ca toate celelalte surse bibliografice citate mai înainte, standardele TEMA consideră că atît mantaua cît și țevile sînt (mecanic) nedeformabile ;

— în calcule, nu se iau în considerație variațiile temperaturii de regim.

Așadar, standardele TEMA iau în considerație, în plus, o serie de alți factori care influențează determinant asupra valorii eforturilor

Tabelul 2

PROGRAMUL „ICAR"

```
ICAR;
"BEGIN"
"INTEGER"I;
"INTEGER"P,L;
"ARRAY"D,N,S,SP,Q1,FT,FK,BT,PSI,QTC,QTP,RAP[1:9];
"PROCEDURE"TAB;
"PRINT"''L`
**********************************************************************
*  DB  *    PSI    *    QTC/PK    *   QTP/PK    *        QTC/QTP      *
**********************************************************************
`;
"READ"L;
ET1:"READ"P;
"PRINT"''L5``,SAMELINE,''S5`L=`,ALIGNED(3,2),L,'CM`,''S5`P=`,
P,'KGF/CM2`,''L``;
TAB;
"FOR"I:=1"STEP"1"UNTIL"9"DO"
"BEGIN"
"READ"D[I],S[I],N[I],SP[I];
Q1[I]:=Ø.785*(D[I]↑2-6.25*N[I]);
FT[I]:=1.767*N[I];
FK[I]:=3.14159*(D[I]+S[I])*S[I];
BT[I]:=(1+Ø.25/SP[I])*(1-6.25*N[I]/(D[I]*D[I]))↑(7/3);
PSI[I]:=(91*D[I]↑2*FT[I])/(3.2*3*3.1415*BT[I]*L*SP[I]↑3);
QTC[I]:=Q1[I]*(FT[I]+3.Ø*FK[I]*PSI[I])/(N[I]*(FT[I]+FK[I]*(1+PSI[I])));
QTP[I]:=(Q1[I]*FT[I])/(N[I]*(FT[I]+FK[I]*(1+PSI[I])));
RAP[I]:=3.Ø*FK[I]*PSI[I]/FT[I]+1;
"PRINT"''L``,SAMELINE,'*'S1``,ALIGNED(3,1),D[I],''S1`*'S1``,
FREEPOINT(1Ø),PSI[I],''S1`*'S1``,QTC[I],''S1`*'S1``,RAP[I],''S1`*`;
"END";
"GOTO"ET1;
"END";
```

din țevi, acestea din urmă fiind cum rezultă în cele ce urmează — ceva mai mari decît se apreciau pînă nu demult. Valoarea efortului total maxim din țevile fasciculului tubular este dată de formula :

$$q_T = \frac{\pi}{2_n} F_q D_i^2 \, p_i^x , \tag{15}$$

Tabelul 3

PROGRAMUL „EFORT"

```
EFORT;
"BEGIN""INTEGER"I,N;
"ARRAY"D[1:43];
"INTEGER""ARRAY"QT,QT1,QP6,QP1Ø,QP16,QP25,QP4Ø,QP64,QP1ØØ,QTP1,QTP2,
QTP3,QTP4,QTP5,QTP6,QTP7[1:43];
"FOR"I:=1"STEP"1"UNTIL"43"DO"
"READ"D[I],QT1[I],QP6[I],QP1Ø[I],QP16[I],QP25[I],QP4Ø[I],QP64[I],
QP1ØØ[I];
"BEGIN"N:=Ø;
ET1:N:=N+1;
"IF"N=9"THEN""GOTO"ET2;
"PRINT"''L2Ø'',SAMELINE,
'EFORTURILE IN TEVILE FASCICULELOR TUBULARE DE TIP RIGID
FUNCTIE DE PRESIUNE SI DIAMETRUL PENTRU O
DIFERENTA DE TEMPERATURA DE',DIGITS(2),N*5,''S1'','GRADE CELSIUS',
''L'
*****************************************************************
*   DB   *  QT  * QTP1 * QTP2 * QTP3 * QTP4 * QTP5 * QTP6 *  QTP7     *
*****************************************************************
"FOR"I:=1"STEP"1"UNTIL"43"DO"
"BEGIN"
QT[I]:=N*QT1[I];
QTP1[I]:=QT[I]+QP6[I];
QTP2[I]:=QT[I]+QP1Ø[I];
QTP3[I]:=QT[I]+QP16[I];
QTP4[I]:=QT[I]+QP25[I];
QTP5[I]:=QT[I]+QP4Ø[I];
QTP6[I]:=QT[I]+QP64[I];
QTP7[I]:=QT[I]+QP1ØØ[I];
"PRINT"''L'',SAMELINE,'*',ALIGNED(4,1),D[I],
''S1'*',DIGITS(4),QT[I],''S1'*',QTP1[I],
''S1'*',QTP2[I],''S1'*',QTP3[I],
''S1'*',QTP4[I],''S1'*',QTP5[I],
''S1'*',QTP6[I],''S1'*',QTP7[I],
''S1'*';
"END";
"GOTO"ET1;
"END";
ET2:"END";
```

în care :

$$p_i^x = \frac{1}{2}\,(p_2 + p_d), \tag{16}$$

sau :

$$p_i^x = -\frac{1}{2}\,(p_3 - p_d) ; \tag{16}$$

sau :

$$p_i^x = \frac{1}{2}\,(p_2 - p_3) + p_d , \tag{17}$$

unde :

$$p_2 = \left(p_t' - \frac{ft}{F_q}\,p_t\right);$$

$$p_3 = \left(p_s' - \frac{fs}{F_q}\,p_s\right); \tag{18}$$

în calcule luîndu-se în considerație valoarea cea mai mare a lui p_i^x.

Presiunea echivalentă diferențială p_d se calculează cu formula :

$$p_d = \frac{4\,I\,E_s\,t_s\,(\alpha_s\,\theta_s - \alpha_t\theta_t)}{(D_0 - 3t_s)(1 + IKF_q)} \tag{19}$$

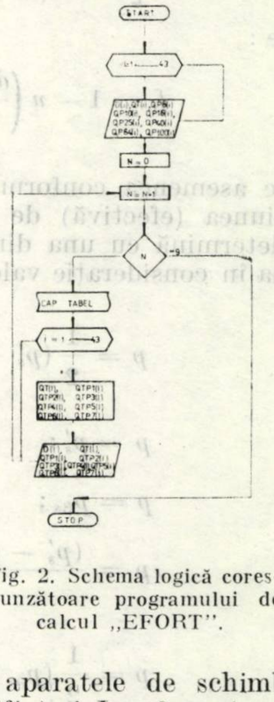


Fig. 2. Schema logică corespunzătoare programului de calcul „EFORT".

unde $I = 1$ pentru aparatele de schimb de căldură de tip rigid (fix) și $I = 0$ pentru aparatele de schimb de căldură de tip semirigid (cu compensator de dilatație pe manta).

$$K = \frac{E_s\,t_s(D_0 - t_s)}{E_t\,t_t n(d_0 - t_t)} ; \tag{20}$$

$$F_q = 0{,}25 + (F - 0{,}6)\left[\frac{300\,t_s\,E_s}{K\,L\,E}\left(\frac{D_i}{sp}\right)^2\right]^{1/4} \tag{21}$$

Conform standardelor TEMA, grosimea plăcii tubulare se calculează cu următoarea formulă aproximativă :

$$sp = \frac{FD_i}{2}\sqrt{\frac{P}{\sigma_a}} . \tag{22}$$

Se precizează că în conformitate cu :

— paragraful R — 7 ·153 din standardele TEMA [12]:

$$p_s' = p_s \left[\frac{0,4\,I\left[1,5 + K\,(1,5 + f_s) - \left(\frac{1-I}{2}\right)\left(\frac{D^2}{D_i^2} - 1\right)\right]}{(1 + I\,KF_q)} \right] \qquad (23)$$

unde:

$$f_s = 1 - n\left(\frac{d_0}{D_i}\right)^2; \qquad (24)$$

— paragraful R — 7 ·154 din standardele, TEMA [12]:

$$p_i' = p_t \left[\frac{1 + 0,4\,I\,K\,(1,5 + f_t)}{(1 + IKF_q)} \right], \qquad (25)$$

unde:

$$f_t = 1 - n\left(\frac{d_0 - 2\,t_t}{D_i}\right). \qquad (26)$$

De asemenea conform standardelor TEMA, presiunea (efectivă) de calcul pentru manta se determină cu una din următoarele formule (se ia în consideraţie valoarea cea mai marea):

$$p = \frac{1}{2}(p_s' - p_d); \qquad (27a)$$

$$p = p_s'; \qquad (27b)$$

$$p = p_{\beta s}; \qquad (27c)$$

$$p = \frac{(p_s' - p_d - p_{\beta s})}{2}; \qquad (27d)$$

$$p = \frac{1}{2}(p_{\beta s} + p_d); \qquad (27e)$$

$$p = p_s' - p_{\beta s}, \qquad (27f)$$

presiunea (efectivă) de calcul pentru ţevi se determină cu una din următoarele formule (se ia în consideraţie valoarea cea mai mare, respectiv cea absolută cînd nu este pozitivă):

$$p = \frac{1}{2}(p_i' + p_{\beta t} + p_d) \qquad (28a)$$

$$p = (p_i' + p_{\beta t}); \qquad (28b)$$

$$p = \frac{1}{2}(p_i' - p_s' + p_{\beta t} + p_d); \qquad (28c)$$

$$p = (p_i' - p_s' + p_{\beta t}), \qquad (28d)$$

iar presiunea (efectivă) de calcul diferenţială se determină cu una din următoarele formule (se ia în consideraţie valoarea cea mai mare, respectiv cea absolută cînd nu este pozitivă):

$$p = (p_i' - p_s + p_{\beta t}); \qquad (29a)$$

$$p = \frac{1}{2}(p_i' - p_s' + p_{\beta t} + p_d); \qquad (29b)$$

$$p = p_{\beta s}; \qquad (29c)$$

$$p = \frac{1}{2}(p_{\beta s} + p_d); \qquad (29d)$$

$$p = (p_i' - p_s'); \qquad (29e)$$

$$p = \frac{1}{2}(p_i' - p_s' + p_d); \qquad (29f)$$

$$p = p_{\beta t} \qquad (29g)$$

unde:

$$p_s = \frac{6,2}{F^2}\,\frac{M_1}{D_i^3} \qquad (30a)$$

Valorile momentelor încovoietoare M_1 şi M_2 au fost evaluate separat printr-un calcul extrem de laborios, folosindu-se programele * existente şi aplicate la I.C.P.R.P. — Ploieşti pentru cal-

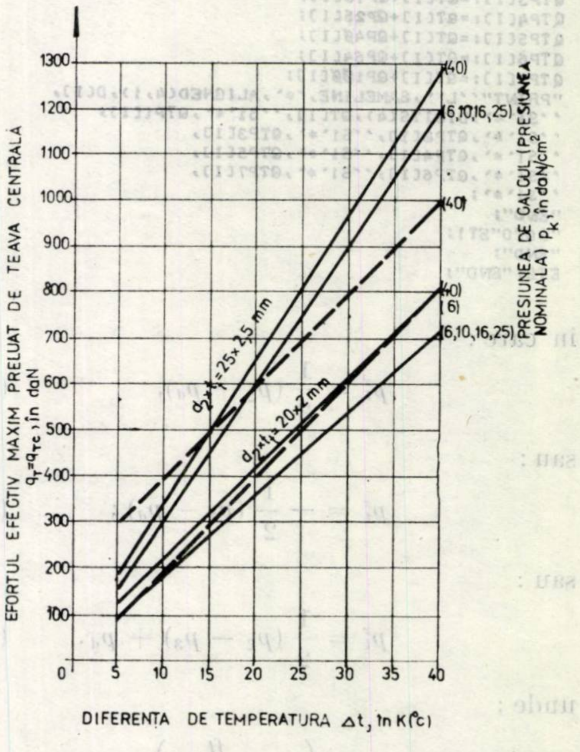


Fig. 3. Efortul efectiv maxim preluat de ţeava centrală fasciculului tubular. Nomogramă comparativă.
——— conform standardelor TEMA [12]
.... conform surselor bibliografice [1—11].

* De tip HEXØ 4.

culul flanşelor aparatelor de schimb de căldură (cu dimensiuni ale flanşelor conform standardelor TEMA). Luîndu-se ca bază metoda de calcul indicată în standardele TEMA şi procedîndu-se din nou la algoritmare pentru diferite serii tipodimensionale şi game largi ale condiţiilor de lucru (presiuni şi temperaturi), I.C.P.R.P. — Ploieşti a elaborat un nou program de calcul scris în limbajul ALGOL 4100 (programul FIXTS).

Prelucrîndu-se în mod corespunzător rezultatele obţinute atît pentru metodele de calcul clasice, cît şi pentru metoda standardelor TEMA în nomograma din figura 3 au fost trasate curbele caracteristice $q_T = f(\Delta t \cdot p_k)$. După cum rezultă din nomograma respectivă metoda specificată în standardele TEMA situează calculele de proiectare pe partea lor acoperitoare, acoperirea fiind de pînă la circa 30%.

Notaţii

d_2 — diametrul exterior al ţevii, în cm;
d_0 — diametrul orificiului din placa tubulară, în cm;
D_i — diametrul interior al mantalei, în cm;
D_0 — diametrul interior al compensatorului, în cm; ($D_3 = D_i$ în cazul mantalelor fără compensator);
s_p — grosimea plăcii tubulare, în cm;
L — lungimea fasciculului tubular, în cm;
F_T — aria secţiunii transversale totale a ţevilor fasciculului tubular, în cm²;
F_k — aria secţiunii transversale a mantalei (corpului), în cm²;
f_T^0 — aria secţiunii transversale a unei singure ţevi, în cm²;
a — $D_i/2$ — raza plăcii tubulare, în cm;
t^0 — pasul (distanţa) între centrele a două ţevi, în cm;
n — numărul total al ţevilor;
n_1 — numărul maxim al ţevilor amplasate diametral în zona mijlocie a plăcii tubulare;
ψ — coeficientul de încărcare al plăcii tubulare;
$m = \mu^{-1}$ — constanta contracţiei transversale (constanta lui Poisson);
β — coeficientul de rigiditate al plăcii tubulare;
α_0 — coeficientul de perforare;
φ — coeficientul de rezistenţă al plăcii tubulare;
α_t, α_s — coeficientul de dilatare liniară al (dilativitatea liniară a materialului ţevilor şi, respectiv, mantalei, în $°K^{-1}$;
Δt — diferenţa de temperatură, în °K;
p_k — presiunea de calcul, în daN/cm²;
p_c — presiunea de calcul majorată, corespunzătoare calculului grosimii plăcii tubulare, în daN/cm²;
σ_a — rezistenţa admisibilă corespunzătoare materialului plăcii tubulare, în daN/cm²;
σ_T — (1,05...1,35) σ_a — rezistenţa admisibilă corespunzătoare materialului ţevii, în daN/cm²;
R_z — rezistenţa admisibilă majorată, corespunzătoare calculului plăcii tubulare, în daN/cm²;
c — adaosul de grosime pentru coroziune, în cm;
q_{TC} — efortul efectiv maxim preluat de ţeava centrală în daN;
Q_{TT} — efortul termic din întregul fascicul tubular în daN;
q_{TT} — efortul termic dintr-o singură ţeavă, în daN;
$\sigma_{TT} = \frac{Q_{TT}}{F_T}$ — tensiunea mecanică termică din peretele ţevii, în daN/cm²;
q_T — efortul total maxim din ţeava cea mai solicitată (ţeava centrală), ţinînd cont de influenţa temperaturii şi presiunii, în daN;
t_t, t_s — grosimea peretelui ţevii şi respectiv, a mantalei, în cm;
p_d — presiunea echivalentă diferenţială, în daN/cm²;
p_s — presiunea (statică) din manta, în daN/cm²;
p_t — presiunea (statică) din ţevi, în daN/cm²;
E — modulul de elasticitate longitudinal al materialului plăcii tubulare, în daN/cm²;
E_s — modulul de elasticitate longitudinal al materialului mantalei, în daN/cm²;
E_t — modulul de elasticitate longitudinal al materialului ţevii, în daN/cm²;
θ — temperatura maximă a mediului, în °C;
F — coeficientul care ţine seama de rigiditatea aparatului *;
M_1 — momentul încovoietor total din placa tubulară, în condiţiile de presiune şi temperatură, în daN/cm;
M_2 — momentul încovoietor total din placa tubulară, în condiţii iniţiale, în daN.cm;
$p_{\beta t}$ — presiunea echivalentă ce revine şuruburilor în timpul acţionării presiunii, în daN/cm²;
$p_{\beta s}$ — presiunea echivalentă ce revine şuruburilor cînd nu acţionează presiunea, în daN/cm²;
Q_1 — efortul total care acţionează asupra plăcii tubulare, în daN;
t, s — indici (pentru ţeavă — t, pentru manta — s);
d_e — diametrul echivalent corespunzător perimetrului distribuţiei, în cm;

BIBLIOGRAFIE

[1] *Babitki, I. F., Vihman, G. L.*: Rascet i konstruirovanie apparaturi neftepererabatibaiuşcih zavodov — Moskva, Nedra, 1965.

[2] *Davidescu, Al., Mucica, H.*: Schimbul de căldură în instalaţiile industriale. Bucureşti, Editura tehnică 1964.

[3] *Domaşnev, A. D.*: Konstruirovanie i rasciet himiceskih apparatov. Moskva, MASGHIZ, 1961.

[4] *Kicighin, M. A., Kostenko, G. N.*: Schimbătoare de căldură şi instalaţii de vaporizare. Bucureşti, Editura tehnică, 1958.

[5] *Konstantinov, A. N., Samsonov, N. A.*: Apparati i oborudovanie neftepererabativaiuşcih zavodov — (Rasciet i konstruirovania). Spravocinaia kniga. Moskva, Gostoptehifdat, 1960.

[6] *Pavel, A.*: Cu privire la calculul de rezistenţă şi etanşeitate al îmbinării prin mandrinare dintre ţevile şi plăcile aparaturii tubulare utilizate în industriile petrolieră prelucrătoare, chimică şi petrochimică (I; II). În: Construcţia de maşini, 18 (1966), nr. 3, p. 137—149 şi nr. 4, p. 205—214.

[7] *Pavel, A.*: Contribuţii la calculul de rezistenţă al îmbinărilor prin mandrinare ale schimbătoarelor de căldură. In: Construcţia de maşini, 20(1968), nr. 12, p. 732—738.

[8] *Renert, M., Tănase, G.*: Calculul şi construcţia utilajului chimic. Vol. I. Bucureşti. Editura didactică şi pedagogică, 1964.

* V. nomograma R—7.141 din standarde TEMA [12]

[9] *Teodorescu, Şt.*: Construcţia şi calculul mecanic al aparaturii statice din instalaţiile de prelucrare a ţiţeiului şi petrochimie. Bucureşti, Litografia învăţămîntului, 1956.

[10] *Vihman, I. L., Babitki, I. F., Volfson, S. I.*: Rasciet i. konstruirovanie neftezavodskoi apparaturi. Moskva — Leningrad, GOSTOPTEHIZDAT 1953.

[11] *Vihman, G. L., Kruglov, S. A.*: Osnovi konstruirovania apparatov i maşin neftepererobativaiuşcih Zavodov. Moskva, GOSTOPTEHIZDAT, 1962.

[12] TEMA: Standards of tubular exchanger manufacturers association. Ed. a 5-a(1968), revizie 1974.

[13] *Nicolescu, M.*: „Programul de calcul al aparaturi de schimb de căldură de tip RIGIDFIXTS". ICPRP — Ploieşti.

Summary

This work presents a comparative study of aid calculation methods and TEMA standard method regarding some problems of mechanics for rigid type tube bundles. In this respect calculation utility programmes and programmings are established, all written in ALGOL 4100 computer language.

Zusammenfassung

Der Artikel stellt ein Studium dar, in dem einige mechanische Probleme für steife Rohrbündel nach den klassischen Methoden betrachtet und der TEMA Standardmethode verglichen werden. Es wurde ein Berechnungsalgorythmus und ein in ALGOL 4100 geschriebenes Programm festgelegt.

Résumé

L'ouvrage présente un étude comparatif des méthodes classiques de calcul et de la méthode du standard TEMA sur certains problèmes de la mécanique des faisceaux tubulaires du type rigide. On établit l'algorythme de calcul et le programme de calcul correspondant, écrit en language ALGOL 4100.

Резюме

Работа представляет сопоставительные исследования классичетких метогов расчёто и метога сландарта TEMA относительно некоторых проблем мехеника трубных нучков жёсткого типа. Для етого установлены расчётные алгоритмы и расчётные программы на языке ALGOL 4100.

CZ: 621.002.5; 620.1; 621.51

Contribuţii la calculul de rezistenţă a mantalelor de încălzire ale recipientelor cilindrice sub presiune

ing. Radu I. **IATAN** – Institutul politehnic – Bucureşti
ing. Emil **VIDEA** – Intreprinderea de utilaj chimic – Găeşti
ing. Camelia **MARINESCU** – Institutul Politehnic – Bucureşti

În tehnologia chimică încălzirea este unul din cele mai răspîndite procese, fiind folosită la accelerarea multor reacţii chimice, procese fizice sau combinaţii ale acestora. Pentru realizarea încălzirii necesare, în special în cazurile în care nu se pot monta serpentine în interiorul reactoarelor chimice, se folosesc mantale. Îmbinarea dintre manta şi recipientul propriu-zis se întîlneşte sub diferite forme constructive (fig. 1) [1]. Problema care se pune este aceea a determinării stării de eforturi unitare în această zonă. În cele ce urmează se prezintă metodica

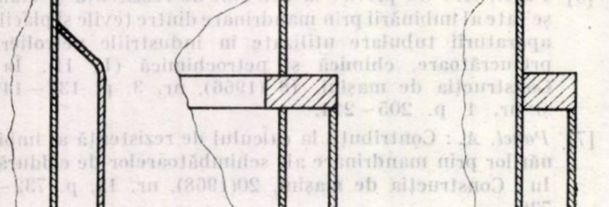


Fig. 1

de determinare a stării concentrării de eforturi unitare în elementele îmbinării din figura 1, c.

Ecuaţii de continuitate

Pentru determinarea eforturilor P_{01}, P_{02}, P_{03} şi a momentelor încovoietoare M_{01}, M_{02} şi M_{03}, introduse în îmbinare după separarea elementelor ca în figura 2, se vor utiliza ecuaţiile de continuitate a deplasărilor radiale şi de egalitate a rotaţiilor în nodurile 1, 2, 3, scrise sub forma *:

$$\sum w^{(1)}(p_1, P_{01}, M_{01}, P_{1ax}, T_1) = \sum w^{(2)}(p_1, P_{0i}, M_{0i}, P_{2ax}, T_2);$$

$$\sum \vartheta^{(1)}(P_{01}, M_{01}) = \sum \vartheta^{(2)}(P_{0i}, M_{0i}, P_{2ax}); \quad (1)$$

$$\sum w^{(2)}(p_1, P_{0i}, M_{0i}, P_{2ax}, T_2) = \sum w^{(3)}(p_1 - p_2, P_{02}, M_{02}, P_{3ax}, T_3);$$

$$\sum \vartheta^{(2)}(P_{0i}, M_{0i}, P_{2ax}) = \sum \vartheta^{(3)}(P_{02}, M_{02});$$

* Pe lingă încărcările prezentate, deplasările radiale şi rotaţiile mai depind şi de geometria construcţiei.

$$\sum w^{(2)}(p_1,\ P_{0i},\ M_{0i},\ P_{2ax},\ T_2) = \sum w^{(4)}(p_2,\ P_{03},\ M_{03},\ P_{4ax},\ T_4)\ ; \qquad (1)$$

$$\sum \vartheta^{(2)}(P_{0i},\ M_{0i},\ P_{2ax}) = \sum \vartheta^{(4)}(P_{03},\ M_{03})\ ;$$

$$i = 1,\ 2,\ 3,$$

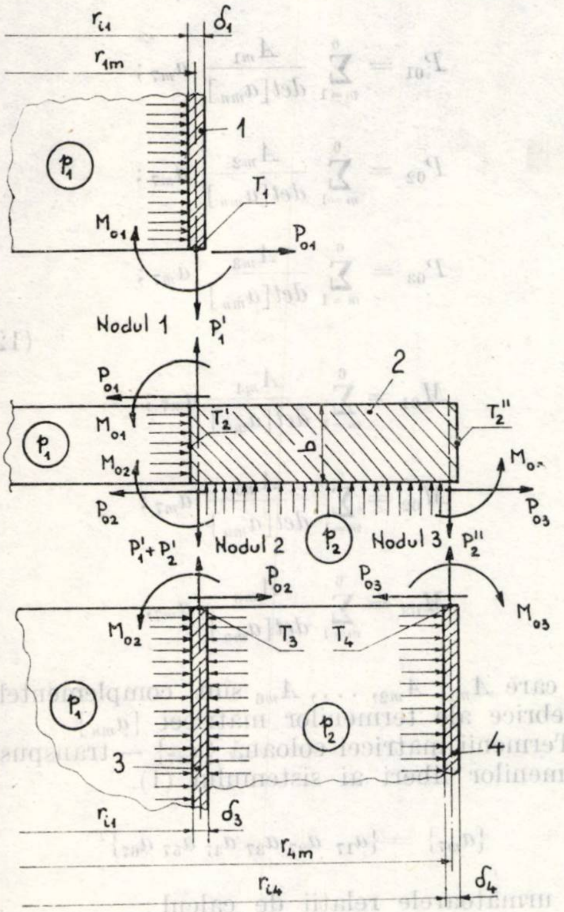


Fig. 2

sau, sub formă matriceală :

$$[a_{mn}] \cdot \{E\} = \{a_{n7}\}\ ; \qquad (2)$$

$$m = 1,\ 2,\ 3, \ldots,\ 6\ ;\ n = 1,\ 2,\ 3, \ldots,\ 6,$$

de unde

$$\{E\} = \{P_{01},\ P_{02},\ P_{03},\ M_{01},\ M_{02},\ M_{03}\}^T = [a_{mn}]^{-1} \cdot \{a_{m7}\}. \qquad (3)^*$$

Matricea coeficienţilor de influenţă, scrisă sub forma :

$$[a_{mn}] = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ . & . & . & . & . & . \\ . & . & . & . & . & . \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{bmatrix} \qquad (4)$$

trebuie să satisfacă condiţiile pentru a admite o inversă [2, 3]. Expresiile de calcul al termenilor matricei $[a_{mn}]$ sînt :

$$\left.\begin{aligned} a_{11} &= -\frac{1}{2}\left(\frac{1}{k_1^3 D_1} + b\xi\right); \\ a_{12} &= \frac{1}{2}\, b\xi\ ; \\ a_{13} &= -\frac{1}{2} \cdot \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\, b\xi\ ; \\ a_{14} &= \frac{1}{2k_1^4 D_1} - \xi\ ; \\ a_{15} &= \xi \\ a_{16} &= -\frac{r_{4m}}{r_{1m}}\, \xi\ ; \end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

$$\left.\begin{aligned} a_{21} &= -\frac{1}{2k_1^2 D_1} + \xi\ ; \\ a_{22} &= -\xi\ ; \\ a_{23} &= \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\, \xi\ ; \\ a_{24} &= \frac{1}{k_1 D_1} + \frac{2}{b}\, \xi\ ; \\ a_{25} &= -\frac{2}{b}\, \xi\ ; \\ a_{26} &= \frac{2}{b} \cdot \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\, \xi\ ; \end{aligned}\right\} \qquad (6)$$

$$\left.\begin{aligned} a_{31} &= -\frac{1}{2}\, b\xi; \\ a_{32} &= -\frac{1}{2\, k_3^3 D_3} = \frac{1}{2}\, b\xi\ ; \\ a_{33} &= \frac{1}{2}\, \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\, b\xi\ ; \\ a_{31} &= \xi\ ; \\ a_{35} &= \frac{1}{2k_3^3 D_3} - \xi\ ; \\ a_{36} &= \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\, \xi\ ; \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

---

* $\{\ldots\}^T$ — transpusa matricei ; $[\ldots]^{-1}$ — inversa matricei.

$$\left.\begin{aligned}
a_{41} &= \xi ;\\
a_{42} &= \frac{1}{2k_3^2 D_3} - \xi ;\\
a_{43} &= \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,\xi ;\\
a_{44} &= \frac{2}{b}\,\xi ;\\
a_{45} &= -\frac{1}{k_3 D_3} - \frac{2}{b}\,\xi ;\\
a_{46} &= \frac{2}{b}\cdot\frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,\xi ;
\end{aligned}\right\} \quad (8)$$

$$\left.\begin{aligned}
a_{51} &= \frac{1}{2}\,b\xi ;\\
a_{52} &= -\frac{1}{2}\,b\xi ;\\
a_{53} &= \frac{1}{2\,k_4^3 D_4} + \frac{1}{2}\cdot\frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,b\xi ;\\
a_{54} &= \xi ;\\
a_{55} &= -\xi ;\\
a_{56} &= -\frac{1}{2k_4^2 D_4} + \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,\xi ;
\end{aligned}\right\} \quad (9)$$

$$\left.\begin{aligned}
a_{61} &= \xi ;\\
a_{62} &= -\xi ;\\
a_{63} &= -\frac{1}{2k_4^2 D_4} + \frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,\xi ;\\
a_{64} &= \frac{2}{b}\,\xi ;\\
a_{65} &= -\frac{2}{b}\,\xi ;\\
a_{66} &= \frac{1}{k_4 D_4} + \frac{2}{b}\cdot\frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,\xi ;
\end{aligned}\right\} \quad (10)$$

$$\xi = \frac{12\,\pi r_{1m}}{E_{T2m}\, b^2 \ln \dfrac{r_{4m}}{r_{1m}}}\,. \quad (11)$$

Determinarea eforturilor și momentelor încovoietoare

Prin identificarea termenilor din ecuația matriceală (3) se obțin expresiile de calcul al necunoscutelor problemei de față :

$$\left.\begin{aligned}
P_{01} &= \sum_{m=1}^{6} \frac{A_{m1}}{det[a_{mn}]}\,a_{m7} ;\\
P_{02} &= \sum_{m=1}^{6} \frac{A_{m2}}{det[a_{mn}]}\,a_{m7} ;\\
P_{03} &= \sum_{m=1}^{6} \frac{A_{m3}}{det[a_{mn}]}\,a_{m7} ;\\
M_{01} &= \sum_{m=1}^{6} \frac{A_{m4}}{det[a_{mn}]}\,a_{m7} ;\\
M_{02} &= \sum_{m=1}^{6} \frac{A_{m5}}{det[a_{mn}]}\,a_{m7} ;\\
M_{03} &= \sum_{m=1}^{6} \frac{A_{m6}}{det[a_{mn}]}\,a_{m7},
\end{aligned}\right\} \quad (12)$$

în care $A_{m1}, A_{m2}, \ldots, A_{m6}$ sînt complementele algebrice ale termenilor matricei $[a_{mn}]$.

Termenii matricei coloană $\{a_{m7}\}$ — transpusa termenilor liberi ai sistemului (1).

$$\{a_{m7}\} = \{a_{17}\ a_{27}\ a_{37}\ a_{47}\ a_{57}\ a_{67}\}^T$$

au următoarele relații de calcul :

$$a_{17} = \left\{\frac{2-\mu_{T1}}{8k_1^4 D_1} - \frac{r_{1m}}{E_{T'_2}(\beta^2-1)}\left[1 - 2\mu_{T'_2} + (1+\mu_{T'_2})\beta^2\right]\right\} p_1 - \frac{\mu_{T_1}}{4k_1^4 D_1 r_{1m}}\,P'_1 - \frac{1}{2}\,b\,\vartheta_1 - r_0\cdot\alpha_{T_{2m}}\cdot T_{2m} + r_{1m}\cdot\alpha_{T_1}\cdot(T_1 - T_0) - r_{i1}(1-\mu_{T'_2})(T''_2 - T'_2)\,B_i ;$$

$$a_{27} = \vartheta_1 = \frac{2}{b}\left[-(r_0 - r_{1m})\,P'_2 + (r_{4m} - r_0)\cdot\frac{r_{4m}}{r_{1m}}\,P''_2\right]\xi ;$$

$$a_{37} = \frac{2-\mu_{T_3}}{8k_3^4 D_3}(p_1 - p_2) - \frac{\mu_{T_3}}{4k_3^4 D_3 r_{1m}}(P'_1 + P'_2) + \frac{1}{2}\,b\,\vartheta_1 - \frac{r_{1m}}{E_{T'_2}(\beta^2-1)}\,[1 - 2\mu_{T'_2} + (1 +$$

$$+ \mu_{T_2'}) \beta^2] p_1 - r_0 \cdot \alpha_{T_{2m}} \cdot T_{2m} + r_{1m} \cdot \alpha_{T_3} (T_3 -$$

$$- T_0) - r_{i1} (1 - \mu_{T_2'}) (T_2'' - T_2') B_i ;$$

$$a_{47} = \vartheta_1 ;$$

$$a_{57} = \frac{2 - \mu_{T_4}}{8 k_4^4 D_4} p_2 - \frac{\mu_{T_4}}{4 k_4^4 D_4 r_{4m}} P_2'' + \frac{1}{2} b \vartheta_1 -$$

$$- \frac{\beta}{\beta^2 - 1} \cdot \frac{p_1}{E_{T_2''}} (2 - \mu_{T_2''}) r_{4m} - r_0 \cdot \alpha_{T_{2m}} \cdot T_{2m} +$$

$$+ r_{4m} \cdot \alpha_{T_4} (T_4 - T_0) - r_{e2} (1 - \mu_{T_2''}) (T_2'' -$$

$$- T_2') B_e ;$$

$$a_{67} = \vartheta_1 ;$$

$$B_i = - \frac{\alpha_{T2}'}{2(1 - \mu_{T_2'})} \left(\frac{2\beta^2}{\beta^2 - 1} - \frac{1}{ln\beta} \right);$$

$$B_e = \frac{\alpha_{T_2''}}{2(1 - \mu_{T_2''})} \left(\frac{2}{\beta^2 - 1} - \frac{1}{ln\beta} \right);$$

$$r_0 = \frac{1}{2} (r_{m1} + r_{4m}).$$

Calculul eforturilor P_{01}, P_{02}, P_{03} și momentelor încovoietoare M_{01}, M_{02}, M_{03}, în funcție de caracteristicile geometrice și funcționale ale construcției, se poate realiza mai ușor datorită complexității relațiilor de calcul, pe calculatorul electronic.

Evaluarea concentrării eforturilor unitare

Eforturile unitare în nodul 1, pentru elementul 1, au expresiile de calcul :

$$\sigma_{11} = \frac{1}{2\delta_1^2} (r_{1m} \delta_1 p_1 \pm 12 M_{01}) ;$$

$$\sigma_{21} = \frac{1}{\delta_1^2} (r_{1m} \delta_1 p_1 \pm 2 k_1 r_{1m} \delta_1 P_{10} \pm 6 \mu_{T_1} M_{01}). \tag{15}$$

Efortul unitar echivalent, după teoria a IV-a de rezistență, este dat de relația (valabilă în domeniul elastic) :

$$\sigma_{ech1} = (\sigma_{11}^2 + \sigma_{21}^2 - \sigma_{11} \sigma_{21})^{0,5}, \tag{16}$$

pentru buna funcționare a îmbinării trebuind ca :

$$\sigma_{ech1} \leqslant \sigma_a. \tag{17}$$

Coeficienții de intensificare a eforturilor unitare pot fi determinați cu relațiile [4] :

$$c_{11} = \sigma_{11} / \sigma_{11}^{(p_1)} ; \tag{18, a}$$

$$c_{21} = \sigma_{21} / \sigma_{21}^{(p_1)}, \tag{18, b}$$

iar coeficientul de concentrarea a eforturilor unitare echivalente cu formula :

$$c_1 = \frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\delta_1}{r_{1m}} \cdot \frac{\sigma_{ech1}}{p_1}. \tag{19}$$

În mod similar se calculează eforturile unitare, coeficienții de intensificare și coeficienții de concentrare a eforturilor unitare în celelalte noduri, pentru celelalte elemente, cu observația că în nodul 2 acționează presiunea $(p_1 - p_2)$*, efortul P_{02}, momentul încovoietor M_{02}, iar în nodul 3 presiunea p_2, efortul P_{03} și momentul încovoietor M_{03}. De fiecare dată trebuie comparat efortul unitar echivalent cu rezistența admisibilă a materialului de construcție, ambele calculate la temperatura de lucru. Dacă nu este îndeplinită condiția (17) trebuie adoptate soluții constructive corespunzătoare, în funcție de condițiile concrete.

Exemplu numeric.

Pentru exemplificarea rezultatelor teoretice obținute în cele ce preced, se consideră un recipient ale cărui caracteristici geometrice și funcționale sînt : $r_{i1} = 0{,}7$ m ; $r_{i4} = 0{,}75$ m ; $p_1 = 1$ MN/m² ; $p_2 = 0{,}6$ MN/m² ; $T_1 = 80°C$; $T_2' = 100°C$; $T_2'' = 50°C$; $T_3 = 120°C$; $T_4 = 70°C$; $b = 0{,}04$ m ; material de construcție : OLK3, STAS 2883-73. Mărimile ajutătoare pentru calculul eforturilor și momentele încovoietoare, necunoscute, sînt : $\delta_1 = \delta_3 = 0{,}006$ m $\delta_4 = 0{,}004$ m ; $k_1 = k_3 = 19{,}8$ m^{-1} ; $D_1 = D_2' = 4{,}1 \times 10^{-3}$ MNm ; $k_4 = 23{,}4$ m ; $D_4 = 1{,}2 \times 10^{-3}$ MN ·m ; $P_2 = 13 \cdot 004 \times 10^{-5}$ MN ; $P_2' = 17 \times 10^{-3}$ MN/m ; $P_2'' = 10 \times 10^{-3}$ MN/m ; $P_1 = 349 \times 10^{-3}$ MN/m. În urma calculelor se obțin eforturile și momentele încovoietoare : $P_{01} = -0{,}1281 \times 10^{-3}$ MN/m ; $P_{02} = -0{,}0184 \times 10^{-3}$ MN/m ; $P_{03} = 18{,}9762 \times 10^{-3}$ MN/m ; $M_{01} = -171{,}07 \times 10^{-3}$ MNm/m ; $M_{02} = 115{,}25 \times 10^{-3}$ MNm/m ; $M_{03} = 4006{,}76 \times 10^{-3}$ MN · ·m/m.

Eforturile unitare, coeficienții de intensificare și coeficienții de concentrare a eforturilor unitare sînt :

— pentru elementul cilindric 1, în nodul 1 :

$\sigma_{11}^{(p_1)} = 58{,}6$ MN/m² ; $\sigma_{21}^{(p_1)} = 117{,}2$ MN/m² ;

$\sigma_{ech_1}^{(p_1)} = 101{,}5$ MN/m² ;

$\sigma_{11}^{(i)*} = 61{,}4$ MN/m² ; $\sigma_{14}^{(e)*} = 55{,}7$ MN/m² ;

* $sign\,(p_1 - p_2) \times |p_1 - p_2|$.

* Indicii superiori reprezintă : *i* — fibra interioară ; *e* — fibra exterioară.

$$\sigma_{21}^{(i)} = 117,4 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{21}^{(e)} = 115,7 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{ech_1}^{(i)} = 101,7 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{ech_1}^{(e)} = 100,2 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$c_{11}^{(i)} = 1,049; \ c_{11}^{(e)} = 0,951; \ c_{21}^{(i)} = 1,002;$$

$$c_{21}^{(e)} = 0,988; \ c_1^{(i)} = 1,003; \ c_1^{(e)} = 0,988.$$

– pentru elementul cilindric 3, nodul 2 :

$$\sigma_{13}^{(p_1-p_2)} = 23,4 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{23}^{(p_1-p_2)} = 46,9 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{ech_3}^{(p_1-p_2)} = 40,6 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{13}^{(i)} = 21,5 \ \mathrm{MN/m^2}$$

$$\sigma_{13}^{(e)} = 25,4 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{23}^{(i)} = 46,2 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{23}^{(e)} = 47,4 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{ech_3}^{(i)} = 40,0 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{ech_3}^{(e)} = 41,1 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$c_{13}^{(i)} = 0,918; \ c_{13}^{(e)} = 1,082; \ c_{23}^{(i)} = 0,986;$$

$$c_{23}^{(e)} = 1,012; \ c_3^{(i)} = 0,987; \ c_3^{(e)} = 1,013.$$

– pentru elementul cilindric 4, nodul 3;

$$\sigma_{14}^{(p_2)} = 56,4 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{24}^{(p_2)} = 112,8 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{ech_4}^{(p_2)} = 97,7 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{14}^{(i)} = 206,7 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{14}^{(e)} = -93,9 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{24}^{(i)} = -9,1 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{24}^{(e)} = -99,2 \ \mathrm{MN/m^2}; \ \sigma_{ech_4}^{(i)} = 211,3 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$\sigma_{ech_4}^{(e)} = 96,7 \ \mathrm{MN/m^2};$$

$$c_{14}^{(i)} = 3,664; \ c_{14}^{(e)} = -1,664; \ c_{24}^{(i)} = -0,081;$$

$$c_{24}^{(e)} = -0,880; \ c_4^{(i)} = 2,164; \ c_4^{(e)} = 0,989.$$

Întrucît condiția (17) nu este îndeplinită pentru fibrele interioare ale elementului 4, se mărește grosimea acestuia cu 0,002 m, caz în care efortul unitar echivalent devine mai mic decît rezistența admisibilă ($\sigma_a = 135 \ \mathrm{MN/m^2}$).

Concluzii

In cele ce preced se propune o metodă originală pentru determinarea stării de solicitare și a evaluării concentrării de eforturi unitare în zona de îmbinare a mantalelor cilindrice de încălzire cu recipientele cilindrice sub presiune. Se consideră în acest sens, atît deplasările radiale și rotirile elementelor cilindrice, datorită presiunii și temperaturii, cît și deplasarea radială și rotirea inelului de rigidizare.

Notații utilizate:

w – deplasare radială datorită presiunii ($p_{1,2}$), eforturilor tăietoare (P_{0i}), momentelor încovoietoare (M_{0i}), sarcinilor axiale ($P_{1ax} = P_1'$; $P_{2ax} = P_1' + P_2'$; $P_{3ax} = P_2''$) și temperaturii (T);

ϑ – rotația datorită presiunii ($p_{1,2}$), eforturilor tăietoare (P_{0i}), momentelor încovoietoare (M_{0i});

P_1' – sarcina axială din elementul 1 (fig. 2) calculată cu formula :

$$P_1' = \frac{1}{2} \cdot \frac{r_{i1}^2}{r_{1m}} p_1;$$

P_2', P_2'' – sarcini axiale din elementele 3 și 4 (fig. 2), calculate cu ajutorul formulelor :

$$P_2' = \frac{1}{2\pi r_{1m}} \cdot \frac{\delta_3 E_{T_3}}{\delta_3 E_{T_3} + \delta_4 \frac{r_{4m}}{r_{1m}} E_{T_4}} \cdot P_2;$$

$$P_2'' = \frac{1}{2\pi r_{4m}} \cdot \frac{\delta_4 \frac{r_{4m}}{r_{1m}} E_{T_4}}{\delta_3 E_{T_3} + \delta_4 \frac{r_{4m}}{r_{1m}} E_{T_4}} \cdot P_2;$$

$$P_2 = \pi [r_{i4}^2 - (r_{i1} + \delta_3)^2] p_2;$$

k_1, k_3, k_4 – factorul de amortizare pentru învelișurile cilindrice 1, 3, 4 (fig. 2), calculate cu formula :

$$k_j = \left[\frac{3(1 - \mu_{T_j}^2)}{r_{jm}^2 \delta_j^2} \right]^{0,25}; \ j = 1, 3, 4;$$

D_1, D_3, D_4 – rigiditățile cilindrice la încovoiere ale învelișurilor 1, 3, 4 (fig. 2), calculate cu formula :

$$D_j = \frac{E_{T_j} \delta_j^3}{12(1 - \mu_{T_j}^2)}; \ j = 1, 3, 4;$$

E_{T_j} – modulul de elasticitate al materialului de construcție, la temperatura de lucru a elementului cilindric 1, 3, 4 (fig. 2);

μ_{T_j} – coeficientul lui Poisson, pentru materialul de construcție și temperatura de lucru;

β – coeficient de lățime, calculat cu relația :

$$\beta = r_{e4}/r_{i1} \approx r_{4m}/r_{1m};$$

α_{T_j} – coeficient de dilatare liniară a materialului de construcție, calculat la temperatura de lucru [7];

T_0 – temperatura de montaj (inițială);

σ_{1j} – efortul unitar meridional total (j = 1, 3, 4);

σ_{2j} – efortul unitar inelar total (j = 1, 3, 4);

σ_{ech_j} – efortul unitar echivalent (j = 1, 3, 4);

σ_a – rezistența admisibilă a materialului de construcție, calculată la temperatura de lucru [5, 6];

c_{1j} – coeficientul de intensificare a eforturilor unitare meridionale, calculat cu relația (18, a);

c_{2j} – coeficientul de intensificare a eforturilor unitare inelare, calculat cu relația (18, b);

c_j – coeficientul de concentrare a eforturilor unitare ($j = 1, 3, 4$);

$\sigma_{11}^{(p_1)}$ – efortul unitar meridional din elementul 1, datorită presiunii interioare p_1;

$\sigma_{21}^{(p_1)}$ – efortul unitar inelar din elementul 1, datorită presiunii interioare p_1.

Notă: *Programul pentru efectuarea calculelor de mai sus poate fi pus la dispoziție, la cerere, de autori.*

BIBLIOGRAFIE

[1] *Babanskii, D. V., ş.a.* : Himicieskoe i neftianoe maşinostroenie, nr. 3, 1971, p. 10–12.

[2] *Roşculeţ, N. M.* : Analiza matematică, vol. 1, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti 1967, p. 86–87.

[3] *Ping – Chun Wang* : Metode numerice şi matriceale în mecanica construcţiilor cu aplicaţii la calculatoare (traducere din limba engleză), Editura tehnică, Bucureşti 1970, p. 163–174.

[4] *Renert M., ş.a.* : Revista de chimie, 26, nr. 12, 1975, p. 1029–1033.

[5] *M.A.T.M.C.G.F.F. – I.S.C.I.R.* : Prescripţii tehnice pentru proiectarea, execuţia, instalarea, exploatarea, repararea şi verificarea recipientelor metalice stabile sub presiune (C 4–73), Editura tehnică Bucureşti, p. 64–65.

[6] *Sima, J.* : L'industrie lourde tchécoslovaque, nr. 5, 1975, p. 16–22.

[7] *Jinescu, V. V., Păunescu, M.* : Revista de chimie, 26, nr. 7, 1975, p. 582–590.

Summary

The paper introduces some aspects of the strength calculus concerning the welded joint between the heating jacket and the vessel, showing the method and an example of application.

Résumé

L'article examine certains aspects du calcul de résistance du joint de soudure manteau chauffant – récipient et présente une méthode de calcul et son application illustrée par un exemple.

Zusammenfassung

Es werden einige Aspekte der Festigkeitsberechnung der Verbindung Heizmantel-Behälter dargestellt, indem ein Berechnungsverfahren und Beispiele dessen Verwendung gegeben werden.

Резюме

В статье рассматриваются некоторые вопросы связанные с расчетом на прочность сварных соединений обогревательных оболочек сосудов и излагается метод расчета и его применение на конкретном примере.

CZ ; 621.51.002.5

Calcul agrafelor simple, utilizate la îmbinarea cu flanşe a recipientelor sub presiune

Ing. Gheorghe **IORDACHE** – şef lucrări, Institutul Politehnic – Bucureşti

Ing. Radu I. **IATAN** – şef lucrări, Institutul Politehnic – Bucureşti

Ing. Gabriela **NUCĂ** – proiectant principal III – Centrala industrială de prelucrare cauciuc şi mase plastice (C.I.P.C.M.P.) – Bucureşti

Îmbinarea cu agrafe se dovedeşte, în anumite cazuri, nu numai necesară, dar şi singura soluţie posibilă pentru realizarea îmbinării elementelor unui recipient sub presiune. Utilizarea îmbinărilor cu agrafe este impusă în situaţiile cînd momentul încovoietor, care apare atît la prestrîngerea şuruburilor cît şi în exploatare, trebuie să fie cît mai redus [1]. Îmbinarea cu agrafe face posibilă reducerea valorii momentului încovoietor, prin micşorarea distanţei dintre punctul de sprijin al agrafei şi punctul de aplicare a încărcării (fig. 1). Un exemplu cunoscut,

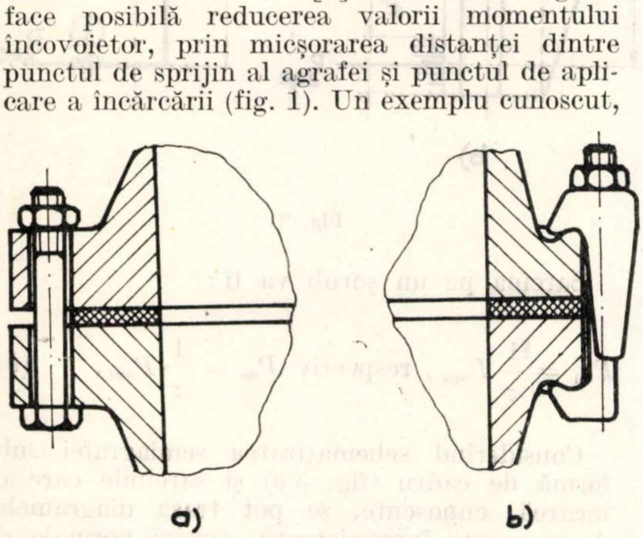


Fig. 1

unde se cere un moment încovoietor cît mai redus, îl constituie recipientele emailate. În acest caz, cu cît momentul încovoietor are valoare mai mare, cu atît pericolul crăpării stratului de email din zona îmbinării este mai mare.

Există o mare varietate de forme constructive de agrafe [2, 3], care se diferenţiază, în esenţă, prin următoarele caracteristici mai importante :

1) Strîngerea necesară pentru asigurarea etanşării se realizează cu ajutorul unui şurub convenţional (fig. 2, a) sau prin preluarea rolului acestuia de către semiagrafa inferioară (fig. 2b).

2) Agrafa strînge numai o singură îmbinare cu flanşe (agrafa simplă) sau două îmbinări cu flanşe [3] (agrafa dublă). Un exemplu pentru cel de-al doilea tip, este strîngerea simultană a îmbinării corp-capac, respectiv corp-manta, pentru cazul unui recipient sub presiune.

Deşi în practică utilizarea îmbinărilor cu agrafe este destul de răspîndită, lipsesc încă relaţii pentru calculul lor de rezistenţă. De aceea, agrafele sînt realizate pe baza experienţei fiecărei întreprinderi. Lucrarea de faţă propune o metodică de calcul pentru evaluarea eforturilor unitare din îmbinarea cu agrafe simple, considerînd geometria semiagrafelor şi încărcarea cunoscute.

1. **Sarcini care încarcă agrafa** *

Considerînd îmbinarea cu agrafe, a cărei strîngere se realizează prin intermediul unui şurub (fig. 3 a), s-a separat semiagrafa superioară (fig. 3b), a cărei formă şi încărcare au fost reprezentate schematic, pentru uşurinţa calculului, conform figurii 3c.

Scriind ecuaţiile de momente pentru cadrul rezemat în punctele 1, 2 şi 3, rezultă :

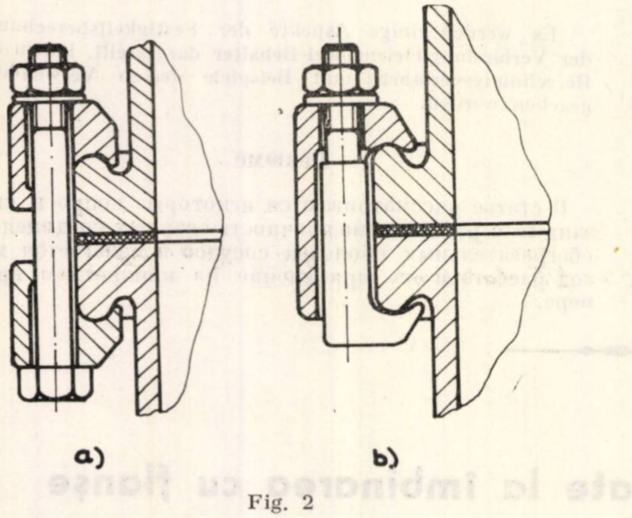


Fig. 2

$$\begin{Bmatrix} P_{10.e} \\ P_{20.e} \\ P_{30.e} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{h_2 - h_1}{b} & \frac{b-a}{b} \\ \frac{h_2 - h_1}{b} & 0 & \frac{b-a}{a} \\ \frac{h_3 - h_1}{a} & \frac{h_2 - h_3}{a} & 0 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{Bmatrix} P_{a0.e} \\ P_{a0.e} \\ P_{a0.e} \end{Bmatrix}, \qquad (1)$$

unde indicii inferiori arată calculul în raport cu starea iniţială a strîngerii (0), respectiv starea de regim (*e*). După efectuarea calculelor corespunzătoare se obţine :

$$P_{03.e} = P_{a0.e} \qquad (2)$$

$$P_{10.e} = P_{20.e} = \frac{a}{h_2 - h_1} P_{a0.e}.$$

La montaj, forţa necesară pentru strîngerea agrafelor se calculează cu relaţia [6] :

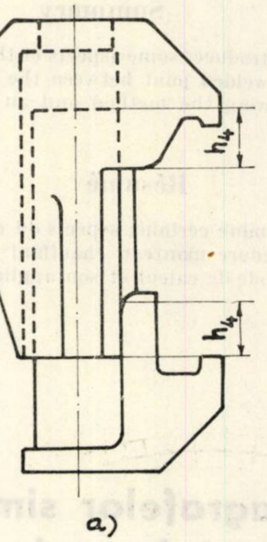
$$P_{a0t} = 0{,}785\,\chi_0\,(\beta_g^2 - 1)\,p_0 D_{ig}^2, \qquad (3)$$

iar în exploatare

$$P_{aet} = 0{,}196\,k_g\,p_e\,D_{ig}^2, \qquad (4)$$

unde :

$$k_g = (\beta_g + 1)\,[\beta_g + 1 + 4\,\chi_e m\,(\beta_g - 1)] \text{ şi } \beta_g = \frac{D_{eg}}{D_{ig}}. \qquad (5)$$



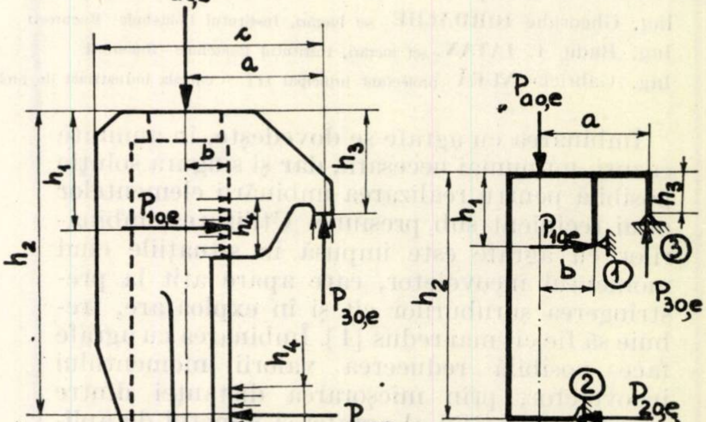


Fig. 3

Sarcina pe un şurub va fi :

$$P_{a0} = \frac{1}{z} P_{a0i}, \text{ respectiv } P_{ae} = \frac{1}{z} P_{a0i}. \qquad (6)$$

Considerînd schematizarea semiagrafei sub formă de cadru (fig. 3 c) şi sarcinile care o încarcă, cunoscute, se pot trasa diagramele de momente încovoietoare, sarcini normale şi

* Se determină numai valoarea eforturilor unitare din semiagrafe. Valoarea eforturilor unitare din flanşe şi şuruburi, corespunzătoare îmbinării cu agrafe, se calculează cu ajutorul relaţiilor cunoscute [3,4, 5].

tăietoare (fig. 4). Pentru semiagrafa inferioară schema de încărcare şi diagramele corespunzătoare rămîn identice, ca formă de variaţie, cu deosebire că se modifică cotele (fig. 5). Din aceleaşi motive, ca şi în primul caz, $P_{10.e} =$

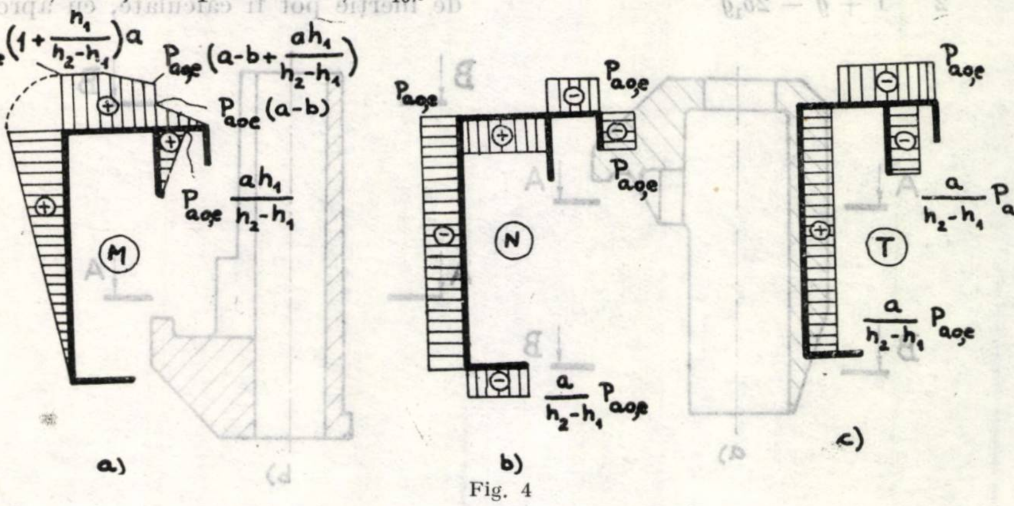


Fig. 4

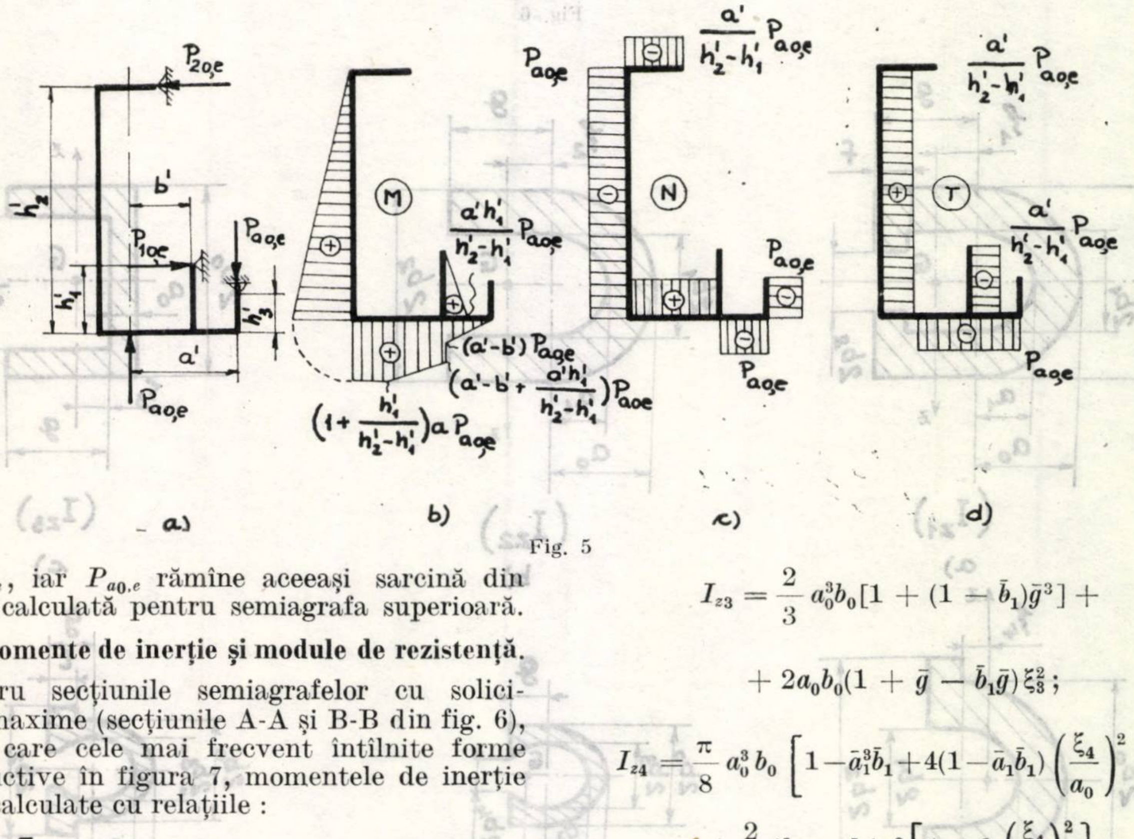


Fig. 5

$= P_{20.e}$, iar $P_{a0.e}$ rămîne aceeaşi sarcină din şurub, calculată pentru semiagrafa superioară.

2. **Momente de inerţie şi module de rezistenţă.**

Pentru secţiunile semiagrafelor cu solicitările maxime (secţiunile A-A şi B-B din fig. 6), dintre care cele mai frecvent întîlnite forme constructive în figura 7, momentele de inerţie pot fi calculate cu relaţiile :

$$I_{z1} = \frac{\pi}{8} a_0 b_0 [a_0^2(1 - \bar{a}_1^3\bar{b}_1) + 4(1 - \bar{a}_1\bar{b}_1)\xi_1^2] + \frac{2}{3} b_0^2(\bar{g} - \bar{f})(1 - \bar{b}_1)[(g - f)^2 + 3\xi_1^2] + \frac{2}{3} b_0 f[(1 - \bar{b}_2)(3g^2 - 3gf + f^2) + 3(1 - 2\bar{b}_2)\xi_1^2]; \quad (7)$$

$$I_{z2} = \frac{\pi}{8} a_0 b_0 [a_0^2(1 - \bar{a}_1^3\bar{b}_1) + 4(1 - \bar{a}_1\bar{b}_1)\xi_2^2] + \frac{2}{3} b_0^2 g(1 - \bar{b}_1)(g^2 + 3\xi_2^2); \quad (8)$$

$$I_{z3} = \frac{2}{3} a_0^3 b_0[1 + (1 - \bar{b}_1)\bar{g}^3] + 2a_0 b_0(1 + \bar{g} - \bar{b}_1\bar{g})\xi_3^2; \quad (9)$$

$$I_{z4} = \frac{\pi}{8} a_0^3 b_0 \left[1 - \bar{a}_1^3\bar{b}_1 + 4(1 - \bar{a}_1\bar{b}_1)\left(\frac{\xi_4}{a_0}\right)^2\right] + \frac{2}{3}(b_2 - b_1)g^3\left[1 + 3\left(\frac{\xi_4}{g}\right)^2\right], \quad (10)$$

în care

$$\bar{a}_1 = \frac{a_1}{a_0}; \quad \bar{b}_1 = \frac{b_1}{b_0}; \quad \bar{b}_2 = \frac{b_2}{b_0}; \quad \bar{g} = \frac{g}{a_0}; \quad \bar{f} = \frac{f}{a_0}; \quad (11)$$

$$\xi_1 = \frac{2}{3} \cdot \frac{2(1 - \bar{a}_1^2\bar{b}_1) - 3(\bar{g} - \bar{f})^2 - (1 - \bar{b}_1) - 3\bar{f}(2\bar{g} + \bar{f})(1 - 2\bar{b}_2)}{\pi(1 - \bar{a}_1\bar{b}_1) + 4(\bar{g} - \bar{f})(1 - \bar{b}_1) + 4\bar{f}(1 - 2\bar{b}_2)} \cdot a_0; \quad (12)$$

$$\xi_2 = \frac{2}{3} \cdot \frac{2(1 - \bar{a}_1^2 \bar{b}_1) - 3\bar{g}^2(1 - \bar{b}_1)}{\pi(1 - \bar{a}_1 \bar{b}_1) + 4\bar{g}(1 - \bar{b}_1)} \cdot a_0 ; \quad (13)$$

$$\xi_3 = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 + \bar{b}_1 \bar{g}^2 - \bar{g}^2}{1 + \bar{g} - 2\bar{b}_1 \bar{g}} a_0 ; \quad (14)$$

$$\xi_4 = \frac{2}{3} \cdot \frac{2(1 - \bar{a}_1^2 \bar{b}_1) + (\bar{b}_2 - \bar{b}_1)\bar{f}^2}{\pi(1 - \bar{a}_1 \bar{b}_1) + 4(\bar{b}_2 - \bar{b}_1)\bar{f}} a_0 . \quad (15)$$

Pentru secțiunile din figura 7 e, f, momentele de inerție pot fi calculate, cu aproximație, cu

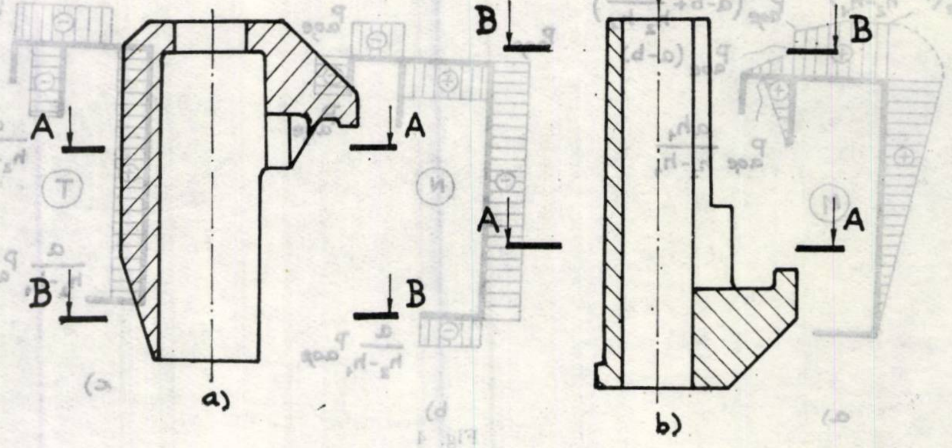


Fig. 6

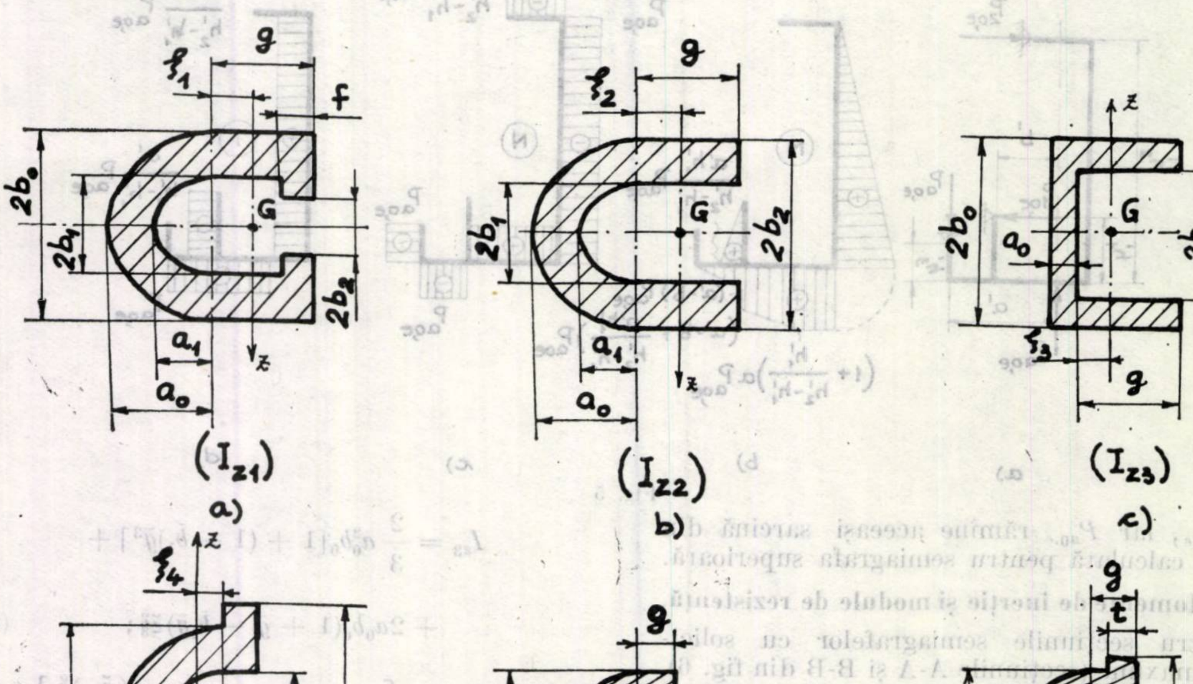


Fig. 7

relaţiile (8) şi (10), avînd în vedere dimensiunile din cazurile respective.

Modulele de rezistenţă, necesare pentru evaluarea eforturilor unitare în zonele respective, pot fi determinate utlizînd partea corespunzătoare din organigrama din figura 8. Aici s-au mai utilizat notaţiile:

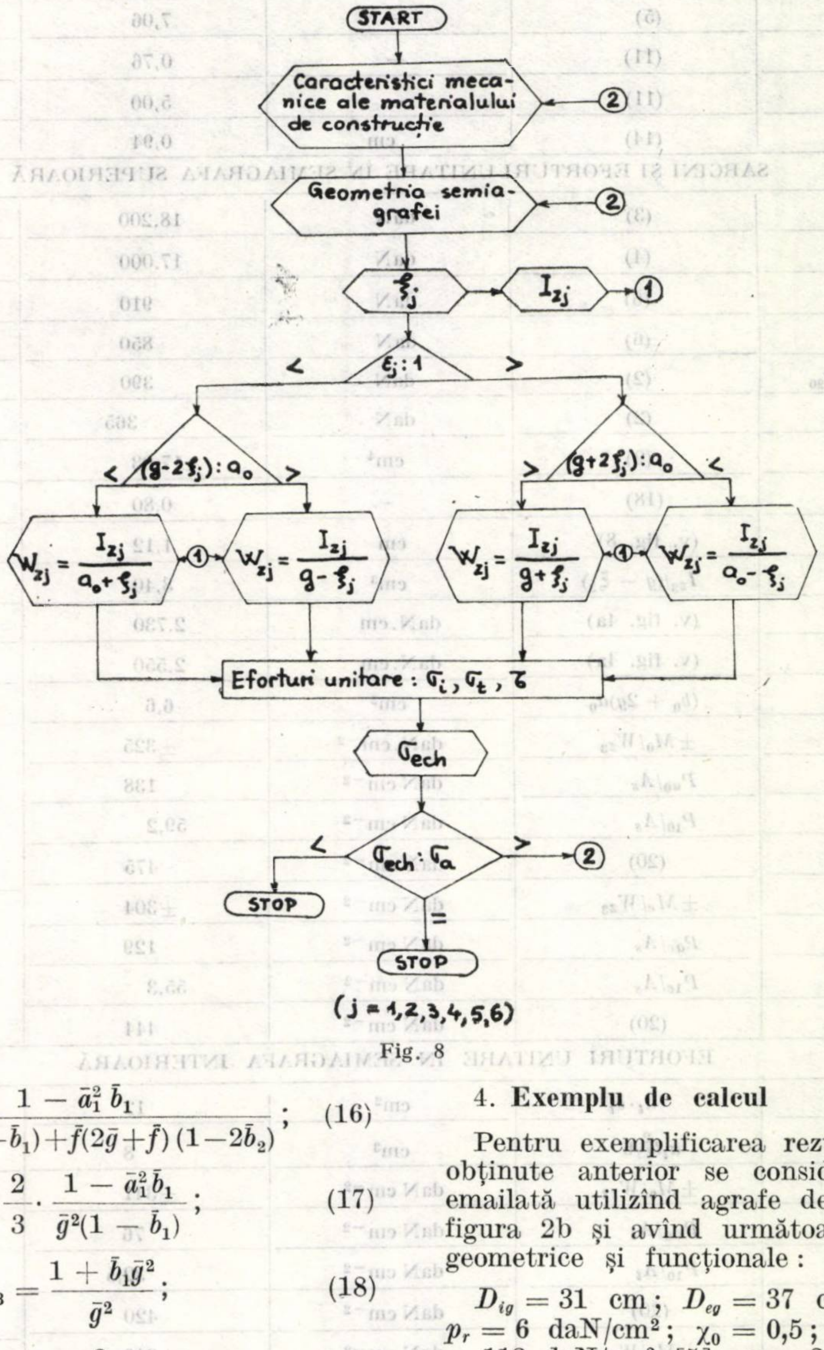


Fig. 8

$$\varepsilon_1 = \frac{2}{3}\,\frac{1-\bar{a}_1^2\,\bar{b}_1}{(\bar{g}-\bar{f})^2(1-\bar{b}_1)+\bar{f}(2\bar{g}+\bar{f})\,(1-2\bar{b}_2)}; \quad (16)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{2}{3}\cdot\frac{1-\bar{a}_1^2\bar{b}_1}{\bar{g}^2(1-\bar{b}_1)}; \quad (17)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{1+\bar{b}_1\bar{g}^2}{\bar{g}^2}; \quad (18)$$

$$\varepsilon_4 = \frac{2}{2\bar{a}_1^2\bar{b}_1+(\bar{b}_2-\bar{b}_1)\bar{f}^2}. \quad (19)$$

3. Eforturi unitare din agrafă.

Cunoscînd încărcarea celor două elemente ce compun agrafa, modulele de rezistenţă şi ariile celor mai solicitate secţiuni, se pot determina valorile eforturilor unitare în aceste zone, la prestrîngere şi în exploatare*.

Expresiile de calcul ale eforturilor unitare din semiagrafe sînt prezentate în tabelul 1.

Pentru toate cazurile:

$$\sigma_{ech} = [(|\sigma_i| + \sigma_t)^2 + 3\tau^2]^{0.5} \leqslant \sigma_a. \quad (20)$$

4. Exemplu de calcul

Pentru exemplificarea rezultatelor teoretice obţinute anterior se consideră o autoclavă emailată utilizînd agrafe de tipul schiţat în figura 2b şi avînd următoarele caracteristici geometrice şi funcţionale:

$D_{ig} = 31$ cm; $D_{eg} = 37$ cm; $h_g = 0{,}3$ cm; $p_r = 6$ daN/cm²; $\chi_0 = 0{,}5$; $\chi_e = 0{,}66$; $p_0 = 112$ daN/cm² [5]; $m = 2$ [5]; $a = 3$ cm; $h_2 = 7$ cm; $h_1 = 0$; $b_1 = 1{,}9$ cm; $b_0 = 2{,}5$ cm; $g = 3$ cm; $a_0 = 0{,}6$ cm; $z = 20$ buc; $a_t = 3$ cm; $b_t = 4$ cm.

* Verificarea în secţiunea de moment maxim pentru semiagrafa superioară (fig. 6), nu s-a mai efectuat, deoarece creşterea valorii momentului, faţă de secţiunea A–A este mică, în timp ce secţiunea respectivă este mult mai rigidă (în forma de cheson). Constatarea rămîne valabilă şi pentru semiagrafa inferioară.

Tabelul 1

Nr. crt.	Simbolul	Relaţia sau nr. relaţiei	Unitatea de măsură	Valoarea	Observaţii
			MĂRIMI AJUTĂTOARE		
1	β_g	(5)	—	1,195	
2	p_e	$8 + 0,8\ p_r$	daNcm^{-2}	12,80	[3], pentru clingherit
3	k_g	(5)	—	7,06	
4	$\bar{b}_1$	(11)	—	0,76	
5	$\bar{g}$	(11)	—	5,00	
6	ξ_3	(14)	cm	0,94	
		SARCINI ŞI EFORTURI UNITARE ÎN SEMIAGRAFA SUPERIOARĂ			
7	P_{aot}	(3)	daN	18.200	
8	P_{aet}	(4)	daN	17.000	
9	P_{a0}	(6)	daN	910	
10	P_{ae}	(6)	daN	850	
11	$P_{10} = P_{20}$	(2)	daN	390	
12	$P_{1e} = P_{2e}$	(2)	daN	365	
13	I_{z3}	(9)	cm^4	17,03	
14	ε_3	(18)	—	0,80	$\varepsilon_3 < 1$
15	$g - 2\xi_3$	(v. fig. 8)	cm	1,12	$g - 2\xi_3 > a_0 = 0,8$ cm
16	W_{z3}	$I_{z3}/(g - \xi_3)$	cm^3	8,40	
17	M_0	(v. fig. 4a)	daN.cm	2.730	la montaj
18	M_e	(v. fig. 4a)	daN.cm	2.550	în exploatare
19	A_s	$(b_0 + 2g)a_0$	cm^2	6,6	Aria secţ. semiagr. sup.
20	$(\sigma_i)_0$	$\pm M_0/W_{z3}$	daN.cm^{-2}	± 325	
21	$(\sigma_t)_0$	P_{a0}/A_s	daN cm^{-2}	138	
22	$(\tau)_0$	P_{10}/A_s	daN cm^{-2}	59,2	Eforturi unitare la montaj
23	$(\sigma_{ech})_0$	(20)	daN cm^{-2}	475	
24	$(\sigma_i)_e$	$\pm M_e/W_{z3}$	daN cm^{-2}	± 304	
25	$(\sigma_t)_e$	P_{ae}/A_s	daN cm^{-2}	129	
26	$(\tau)_e$	P_{1e}/A_s	daN cm^{-2}	55,3	Eforturi unitare în exploatare
27	$(\sigma_{ech})_e$	(20)	daN cm^{-2}	444	
		EFORTURI UNITARE ÎN SEMIAGRAFA INTERIOARĂ			
28	A_t	$a_t \cdot b_t$	cm^2	12	Aria secţ. semiagr. inf.
29	W_{zt}	$a_t b_t^2/6$	cm^3	8	
30	$(\sigma_i)_0$	$\pm M_0/W_{zt}$	daN cm^{-2}	± 341	
31	$(\sigma_t)_0$	P_{a0}/A_t	daN cm^{-2}	76	Eforturi unitare la montaj
32	$(\tau)_0$	P_{10}/A_t	daN cm^{-2}	32,5	
33	$(\sigma_{ech})_0$	(20)	daN cm^{-2}	420	
34	$(\sigma_i)_e$	$\pm M_e/W_{zt}$	daN cm^{-2}	± 319	
35	$(\sigma_t)_e$	P_{ae}/A_t	daN cm^{-2}	71	Eforturi unitare în exploatare
36	$(\tau)_e$	P_{1e}/A_t	daN cm^{-2}	30,5	
37	$(\sigma_{ech})_e$	(20)	daN cm^{-2}	391	

NOTĂ: Din studierea rezultatelor de mai sus se constată că agrafa este supradimensionată. Justificarea unei astfel de construcţii ar fi posibilitatea utilizării aceleiaşi agrafe şi la presiuni mai mari sau la dimensiuni mai mari ale recipientului.

Materialul agrafei este OT 40 avînd rezistența la rupere $\sigma_r = 4\ 000$ daN/cm² și efortul unitar admisibil $\sigma_a = 1\ 000$ daN/cm² [8]. Sarcina normală și de forfecare, ca și momentul, au fost stabilite în conformitate cu relațiile din figura 4. Rezultatele calculelor au fost prezentate în tabelul 1.

5. Concluzii

După cum se poate vedea, calculul necesar aprecierii cantitative a valorii eforturilor unitare în semiagrafe, de geometrie dată și încărcare cunoscută, nu ridică probleme deosebite, relațiile prezentate fiind relativ simple. Avînd în vedere acest lucru, se poate face o echivalență cu volumul de calcul simplificat, corespunzător scopului propus, aferent unei îmbinări cu flanșe și șuruburi. Folosind metodica de calcul prezentată, se crează posibilitatea reducerii dimensiunilor agrafelor, pe baza valorii eforturilor unitare efective și a rezistenței admisibile a materialului de construcție. Problema principală care se pune, în momentul de față, în legătură cu agrafe, este găsirea unei tehnologii mai simple de execuție a agrafelor. În momentul în care această problemă va fi soluționată, domeniul de aplicabilitate al acestui tip de îmbinare se va lărgi simțitor.

Notații utilizate

$P_{ao,e}$, $P_{io,e}$ (i = 1, 2, 3) – forțe ce revin unei singure agrafe, la montaj și în exploatare (v. fig. 3), daN;
$a, b, c, h, h_2, h_3, h_4$ — dimensiuni conform figurii 3, cm;
P_{aot}, P_{aet} — încărcarea totală la stringere, respectiv în exploatare, daN;
D_{eg} — diametrul exterior al garniturii de etanșare, cm;
D_{ig} — diametrul interior al garniturii de etanșare, cm;
β_g — coeficient de lățime a garniturii;
k_g — mărime adimensională, dată de relația (5);
$\varkappa_0$, $\varkappa_e$ — coeficient de reducere a lățimii garniturii la montaj și în exploatare [4];
m — coeficient de multiplicare a presiunii de strivire a garniturii de etanșare [4, 5, 7];
p_0 — presiunea de strivire a garniturii de etanșare [4, 5, 7], daN/cm²;
p_e — presiunea de etanșarea mediului, daN/cm²;
z — număr de agrafe;
$a_0, a_1, a_2, a_3, b_0, b_1, b_2, b_3, g, f, l$ — dimensiuni conform figurii 7, cm;
σ_i — efort unitar de încovoiere, daN/cm²;
σ_t — efort unitar de tracțiune, daN/cm²;
τ — efort unitar de forfecare, daN/cm²;
A — aria secțiunilor considerate în calcul, cm²;
σ_{ech} — efortul unitar echivalent, daN/cm²;
σ_a — efortul unitar admisibil, calculat conform indicațiilor din [5], daN/cm²;
h_g — grosimea garniturii, cm;
p_r — presiunea de regim din recipient, daN/cm²;
a_i, b_i — dimensiuni ale semiagrafei inferioare (de secțiune dreptunghiulară — v. fig. 2b), cm;
$I_i (i = 1...6)$ — momentul de inerție al secțiunii, cm⁴
$W_i (i = 1...6)$ — modulul de rezistență al secțiunii cm³;

BIBLIOGAFIE

[1] *Litus, D. I.*: Sișkov N.I., Himicieskoe i neftieanoe mașinostroenie, 1970, nr. 11, p. 11–12.

[2] *Edelmann, H.*: Verfahrenstechnik, 5, 1971, nr. 12, p. 514–516.

[3] *Renert, M.*: Calculul și construcția utilajului chimic, vol. 1. Edit. didactică și pedagogică, București, 1971, p. 141–148.

[4] *Pavel, Alex.*: Metalurgia și construcția de mașini, 13, 1961, nr. 2, p. 151–158.

[5] * * * M.A.T.M.C.G.F.F.-I.S.C.I.R., Prescripții tehnice pentru proiectare, execuția, instalarea, exploatarea, repararea și verificarea recipientelor metalice stabile sub presiune (C4-72). Edit. tehnică București, 1974, p. 143, 145.

[6] *Iatan, I. R.*: Contribuții la calculul flanșelor plate inelare (manuscris).

[7] *Domașnev, A. D.*: Utilaje pentru industria chimică Edit. tehnică, București, 1962, p. 267.

[8] *Manea, Gh.*: Organe de mașini, vol. I, Ed. tehnică, 1970, p. 513.

Summary

The article introduces a calculating method of the clamp connection of the flanges, enabling sizing and testing of structure.

Résumé

L'article présente une méthode de calcul de l'assemblage des brides à l'aide d'agrafe, ce qui permet de déterminer les dimensions et de vérifer la construction.

Zusammenfassung

Der Artikel zeigt ein Berechnungsverfahren der Klammerverbindung mit Flanschen, welcher Bemessung und Prüfung der Konstruktion erlaubt.

Резюме

В статье излагается метод расчета соединения фланцев со скобами, позволяющий установить размеры и произвести проверку конструкции.

CZ; 621.51; 621-85

Rezolvarea analitică a problemei recipientelor (vaselor) de compensare ale standurilor pentru încercarea pneumatică a aparaturii tehnologice

Conf. dr. ing. A. **Pavel**, prof. dr. ing. D. **Săndulescu** – Institutul de petrol și gaze Ploiești

Gruparea și prezentarea centralizată a principalelor metode și procedee generale privind controlul uzinal și cel periodic al etanșeității utilajelor de tip recipient și a aparaturii tehnologice sau termomecanice, folosite în prezent pe plan internațional, este realizată în figura 1.

Fig. 1. Gruparea și prezentarea enumerativă centralizată a principalelor metode și procedee generale privind controlul uzinal sau periodic al etanșeității utilajelor de tip recipient și a aparaturii tehnologice sau termomecanice.

Din motive de accesibilitate, durabilitate, fiabilitate, securitate tehnică, localizare certă a neetanșeităților, precum și din motive tehnico-economice (procurare-dotare, preț de cost, protecție a muncii, cheltuieli de investiție, complexitate în operare, simplitate în instruirea personalului etc.), în practica tehnologică internațională, în prezent se iau în considerație — în primul rînd — **metoda măsurării variațiilor de presiune** (utilizînd combinat *controlul cu manometru cu element elastic și contacte electrice*, controlul cu recipient/vas compensator în alternativa dezechilibrării unei coloane de lichid și *controlul — procedeu special — cu traductoare de presiune*) și **metoda bulelor de gaz în lichide** (pelicule) active de suprafață (utilizînd procedeul controlului vizual — al formării bulelor — ulterior efectuării încercării pneumatice propriu-zise. Se mai pot lua în considerație, de asemenea, **metoda gazelor trasoare** în varianta utilizării amoniacului și a revelatorilor corespunzători, precum și **metoda cu bule de gaz** în lichid (prin imersiune) sau în emulsie (pelicule). Principiile metodelor și procedeelor respective, precum și principiile celorlalte metode și procedee, enumerate în figura 1, sînt expuse pe larg în lucrările de specialitate [1—16 etc.]. Aici se menționează numai că metodele și procedeele citate, preferate în prezent, asigură o sensibilitate de $1.10^{-3}\ldots1.10^{-7}$ $bar.s^{-1} = 1.10^{2}\ldots1.10^{-2}$ $N/(m^2.s) = 10,2 \ldots 0,001$ mm $H_2O/s = 611,83\ldots0,06$ mm $H_2O/min = 36709,78\ldots3,67$ mm H_2O/h, care se apreciază ca fiind pe deplin corespunzătoare scopurilor practice actuale.

Se introduc următoarele notații (fig. 2):

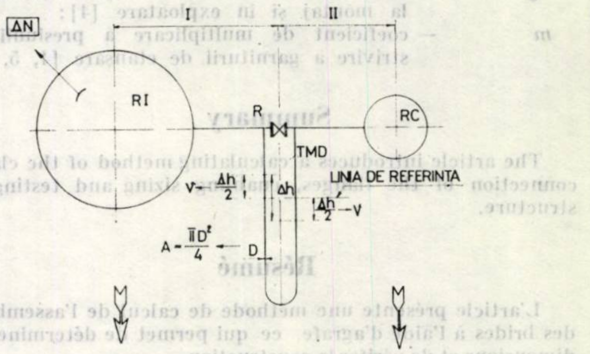


Fig. 2. Schema de calcul pentru rezolvarea problemei recipientului/vasului de compensare.

RI — recipientul (aparatul) încercat la presiune pneumatică; *RC* — recipientul /vasul de compensare; *TMD* — tubul manometrului diferențial; *R* — robinetul (cu cep sferic) de închidere și secționare etanșă.

I — sistemul tehnic *RI* (notații cu Strich);

II — sistemul tehnic *RC* (notații simple).

V'_0, V_0	—	volumul inițial total al gazului aflat în sistemele I și, respectiv, II deasupra liniei de referință, în m³ dm³ (litri), cm³ sau mm³;
p'_0, p_0	—	suprapresiunea inițială din sistemele I și, respectiv II, în bar, daN/cm² (kgf/cm²); în oricare situație, se presupune că $p'_0 = p_0 = p$;
N'_0, N_0	—	numărul total al molilor de gaz conținuți în volumele V'_0 și, respectiv, V_0;
T'_0, T_0	—	temperatura termodinamică a gazului aflat în sistemele I și, respectiv, II, în K; în oricare situație, se presupune că $T'_0 = T_0 = T = \text{const.}$;
Δp	—	variația suprapresiunii din sistemele I și II între momentele „inițial" și final", în bar, daN/cm²;
ΔN	—	variația numărului total al molilor de gaz conținuți în volumul V_0 între momentele „inițial" și „final";
D	—	diametrul tubului manometrului diferențial, în m, dm, cm, mm etc.;
$A = \pi D^2/4$	—	aria secțiunii transversale a tubului manometrului diferențial, în m², dm², cm² sau mm²;
$\Delta h = 2\Delta h/2$	—	denivelarea totală a coloanei de lichid (apă sau mercur) din tubul manometrului diferențial, în m, dm, cm, mm;
$v = A\,\Delta h/2 = \pi D^2 \Delta h/8$	—	volumul semicoloanei de lichid (apă sau mercur) din tubul manometrului diferențial corespunzătoare denivelării $\Delta h/2$, în m³, dm³ (litri), cm³ sau mm³.

Se consideră că, în momentul inițial (cînd robinetul R este deschis), ambele recipiente (RI și RC — fig. 2), deci ambele sisteme fizice I și II se aduc la aceeași suprapresiune interioară (pneumatică) $p'_0 = p_0 = p$, după care se procedează la secționarea lor prin închiderea robinetului R. Rezultă — evident — $\Delta h = 0$. Admițînd, acum, că recipientul încercat RI pierde gaz prin neetanșeități, defecte de material sau de execuție etc., în urma trecerii în mediul înconjurător a ΔN moli de gaz (fig. 2), evident, suprapresiunea din RI va scădea.

Însă, global, suprapresiunea din cele două sisteme I și II, interconectate ca stare fenomenologică prin tubul manometrului diferențial TMD (fig. 2), se va echilibra (compensa) permanent și continuu prin denivelarea totală Δh — corespunzătoare momentului final — a coloanei de lichid (apă sau mercur) din TMD. Considerînd $T = \text{const.}$ și $N_0 = \text{const.}$, dacă pentru sistemul II (fig. 2) se aplică legea Boyle-Mariotte:

$$\underbrace{p_0 V_0}_{\text{inițial}} = \underbrace{(p_0 - \Delta p)\,(V_0 + v)}_{\text{final}}, \qquad (1)$$

atunci se obține:

$$v = \frac{\Delta p}{p_0 - \Delta p}\, V_0\,, \qquad (2)$$

unde:

$$\Delta p = \gamma \Delta h = \frac{2\gamma}{A}\, v = \frac{8\gamma}{\pi D^2}\, v = av, \qquad (3)$$

pentru:

$$a = \frac{2\gamma}{A} = \frac{8\gamma}{\pi D^2} > 0, \qquad (4)$$

în care γ este greutatea volumică, în N/m^3 (kgf/m³), daN/cm³ (kgf/cm³), daN/dm³ (kgf/dm³) etc., a lichidului (de regulă apă sau mercur) din tubul manometrului diferențial TMD.

Substituind (3) în (2), rezultă:

$$v = \frac{p_0}{a} - V_0\,, \qquad (5)$$

respectiv:

$$V_0 = \frac{p_0}{a} - v, \qquad (6)$$

reamintindu-se că v este proporțional cu Δh (v. notațiile).

Așadar, pentru o anumită valoare p_0, dată, întrucît $a > 0$ este o constantă (formula 4) a tubului manometrului diferențial *TMD* (fig. 2), rezultă că v și deci Δh sînt cu atît mai mari cu cît volumul V_0 corespunzător sistemului II și deci volumul total al recipientului de compensare *RC* (fig. 2) sînt mai mici, mărimile v și Δh avînd valorile maxime pentru $V_0 = 0$.

Exemplificativ, în continuare se efectuează un studiu, considerîndu-se succesiv (tabelele 1...3 și fig. 3 și 4):

— $D = 2$; 5; 10; 15; 20 și 30 mm;

— $p_0 = 16$ bar ≈ 16 daN/cm² (kgf/cm²) $= 16.10^4$ daN/m² (kgf/m²) și 1 bar $\approx$ ≈ 1 daN/cm²(kgf/cm²)$=1.10^4$ daN/m² (kgf/m²);

— pentru *TMD* cu apă (indice *a*):

$\gamma_a = 1\,000$ kgf/m³ $= 9807$ N/m³ ≈ 981 da N/m³ $=$ $= 0{,}981$ daN/dm³ $= 0{,}981.10^{-3}$ daN/cm³ $=$ $= 0{,}981.10^{-6}$ daN/mm³;

$\Delta h_a = 1\,000$ și $2\,000$ mm, respectiv 100 și 200 cm;

— pentru *TMD* cu mercur (indice m):

$\gamma_m = 13\,600$ kgf/m³ $= 13\,337$ daN/m³ $=$ $= 13{,}33$ daN/dm³ $= 13{,}337.10^{-3}$ daN/cm³;

$\Delta h_m = 700$ mm $= 70$ cm.

Analizînd tabelele 1...3 și graficele din figurile 3 și 4, se constată — în principal — următoarele:

Tabelul 1

Datele și rezultatele studiului pentru TMD cu apă; cazul $p_0 = 1$ bar ≈ 1 daN/cm²

D		A		a (formula 4)	$\frac{p_0}{a}$	$V = A\ \Delta h/2$	V_0 (formula 6)	V_0 (rotunjit)	
mm	cm	mm²	cm²	daN/cm⁵	cm³	cm³	cm³	dm³ (litri)	m³
A) $\Delta h_a = 2\ 000$ mm = 200 cm									
2	0,2	3,142	0,031	$6{,}329.10^{-2}$	252,8	3,1	249,7	0,250	$0{,}25.10^{-3}$
5	0,5	19,635	0,196	$1{,}001.10^{-2}$	1 594,4	19,6	1 574,8	1,575	$1{,}58.10^{-3}$
10	1,0	78,540	0,785	$0{,}250.10^{-2}$	6 400,0	78,5	6 321,5	6,322	$6{,}32.10^{-3}$
15	1,5	176,715	1,767	$0{,}111.10^{-2}$	14 414,4	176,7	14 237,7	14,238	$14{,}24.10^{-3}$
20	2,0	314,159	3,142	$0{,}062.10^{-2}$	25 806,5	314,2	25 492,3	25,492	$25{,}49.10^{-3}$
30	3,0	706,858	7,069	$0{,}028.10^{-2}$	57 142,9	706,9	56 436,0	56,436	$56{,}44.10^{-3}$
B) $\Delta h_a = 1\ 000$ mm = 100 cm									
2	0,2	3,142	0,031	$6{,}329.10^{-2}$	252,8	1,55	251,3	0,251	$0{,}25.10^{-3}$
5	0,5	19,635	0,186	$1{,}001.10^{-2}$	1 594,4	9,80	1 584,6	1,585	$1{,}59.10^{-3}$
10	1,0	78,540	0,785	$0{,}250.10^{-2}$	6 400,0	39,25	6 360,8	6,361	$6{,}36.10^{-3}$
15	1,5	176,715	1,767	$0{,}111.10^{-2}$	14 414,4	88,35	14 326,1	14,326	$14{,}33.10^{-3}$
20	2,0	314,159	3,142	$0{,}062.10^{-2}$	25 806,5	157,10	25 649,4	25,649	$25{,}65.10^{-3}$
30	3,0	706,858	7,069	$0{,}028.10^{-2}$	57 142,9	353,45	56,789,5	56,790	$56{,}79.10^{-3}$

Tabelul 2

Datele și rezultatele studiului pentru TMD cu apă; cazul $p_0 = 1$ bar ≈ 1 daN/cm²

D		A		a (formula 4)	$\frac{p_0}{a}$	$V = A\ \Delta h/2$	V_0 (formula 6)	V_0 (rotunjit)	
mm	cm	mm²	cm²	daN/cm⁵	cm³	cm³	cm³	dm³ (litri)	m³
C) $\Delta h_a = 2\ 000$ mm = 20 cm									
2	0,2	3,142	0,031	$6{,}329.10^{-2}$	15,800	3,1	12,7	0,013	$0{,}01.10^{-3}$
5	0,5	19,635	0,196	$1{,}001.10^{-2}$	99,900	19,6	80,3	0,080	$0{,}08.10^{-3}$
10	1,0	78,540	0,785	$0{,}250.10^{-2}$	400,000	78,5	321,5	0,322	$0{,}32.10^{-3}$
15	1,5	175,715	1,767	$0{,}111.10^{-2}$	900,901	176,7	724,2	0,724	$0{,}72.10^{-3}$
20	2,0	314,159	3,142	$0{,}062.10^{-2}$	1 612,903	314,2	1 298,7	1,299	$1{,}30.10^{-3}$
30	3,0	706,858	7,069	$0{,}028.10^{-2}$	3 571,429	706,9	2 864,5	2,865	$2{,}87.10^{-3}$
D) $\Delta h_a = 1000$ mm = 100 cm									
2	0,2	3,142	0,031	$6{,}329.10^{-2}$	15,800	1,55	14,3	0,014	$0{,}01.10^{-3}$
5	0,5	19,635	0,196	$1{,}001.10^{-2}$	99,900	9,80	90,1	0,090	$0{,}09.10^{-3}$
10	1,0	78,540	0,785	$0{,}250.10^{-2}$	400,000	39,25	360,8	0,361	$0{,}36.10^{-3}$
15	1,5	176,715	1,767	$0{,}111.10^{-2}$	900,901	88,35	812,6	0,813	$0{,}81.10^{-3}$
20	2,0	314,159	3,142	$0{,}062.10^{-2}$	1 612,903	157,10	1 455,8	1,456	$1{,}46.10^{-3}$
30	3,0	706,858	7,069	$0{,}028.10^{-2}$	3 571,429	353,45	3 218,0	3,218	$3{,}22.10^{-3}$

Tabelul 3

Datele și rezultatele studiului pentru TMD cu mercur ($\Delta h_m = 700$ mm = 70 cm)

D		A		a (formula 4)	$\frac{p_0}{a}$	$v = A\ \Delta h/2$	V_0 (formula 6)	V_0 (rotunjit)	
mm	cm	mm²	cm²	daN/cm⁵	cm³	cm³	cm³	dm³ (litri)	m³
E) Cazul $p_0 = 16$ bar ≈ 16 daN/cm²									
2	0,2	3,142	0,031	$86{,}045.10^{-2}$	18,6	1,085	17,515	0,018	$0{,}02.10^{-3}$
5	0,5	19,635	0,196	$13{,}609.10^{-2}$	117,6	6,860	110,740	0,111	$0{,}11.10^{-3}$
10	1,0	78,540	0,785	$3{,}398.10^{-2}$	470,9	27,475	443,425	0,443	$0{,}44.10^{-3}$
15	1,5	176,715	1,767	$1{,}510.10^{-2}$	1 059,6	61,845	997,755	0,998	$1{,}00.10^{-3}$
20	2,0	314,159	3,142	$0{,}849.10^{-2}$	1 884,6	109,970	1 774,630	1,775	$1{,}78.10^{-3}$
30	3,0	706,858	7,069	$0{,}377.10^{-2}$	4 244,0	247,415	3 996,585	3,997	$4{,}00.10^{-3}$
F) Cazul $p_0 = 1$ bar ≈ 1 daN/cm²									
2	0,2	3,142	0,031	$86{,}045.10^{-2}$	1,162	1,085	0,077	$0{,}08.10^{-3}$	$0{,}1.10^{-6}$
5	0,5	19,635	0,196	$13{,}609.10^{-2}$	7,348	6,860	0,488	$0{,}49.10^{-3}$	$0{,}5.10^{-6}$
10	1,0	78,540	0,758	$3{,}398.10^{-2}$	29,429	27,475	1,954	$1{,}95.10^{-3}$	$2{,}0.10^{-6}$
15	1,5	176,715	1,767	$1{,}510.10^{-2}$	66,225	61,845	4,380	$4{,}38.10^{-3}$	$4{,}4.10^{-6}$
20	2,0	314,159	3,142	$0{,}849.10^{-2}$	117,786	109,970	7,816	$7{,}82.10^{-3}$	$7{,}8.10^{-6}$
30	3,0	706,858	7,069	$0{,}377.10^{-2}$	265,252	247,415	17,837	$17{,}84.10^{-3}$	$17{,}8.10^{-6}$

1) în situația cînd fluidul de lucru în tubul manometrului diferențial TMD (fig. 2) este apa pentru $D \leq 15$ mm, $p_0 = 1 \ldots 16$ bar $\approx 1 \ldots 16$ daN/cm² și $\Delta h_a \leq 2\,000$ mm, capacitatea geometrică V_0 a sistemului II, egală aproximativ

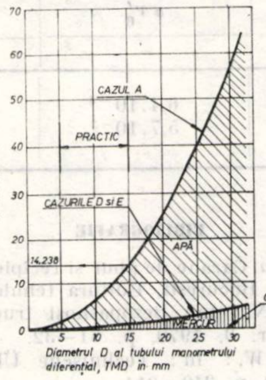


Fig. 3. Capacitatea geometrică (V_0) a recipientului de compensare *RC*. Grafic general exemplificativ (tabelele 1...3).

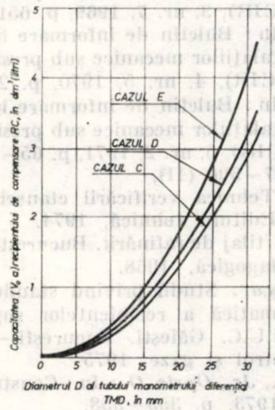


Fig. 4. Capacitatea geometrică (V_0) a recipientului de compensare *RC*. Grafic exemplificativ (tabelele 2 și 3).

cu capacitatea geometrică a recipientului de compensare RC, este :

$$V_0 \leq 14{,}238 \text{ dm}^3 \text{ (litri)}, \tag{7}$$

deci :

$$V_{0max} \approx 14 \text{ dm}^3 \text{ (litri)}; \tag{8}$$

2) în situația cînd fluidul de lucru în tubul manometrului diferențial TMD (fig. 2) este **mercurul**, pentru $D \leq 15$ mm, $p_0 = 1 \ldots 16$ bar $\approx 1 \ldots 16$ bar daN/cm² și $\Delta h_m \leq 700$ mm, rezultă :

$$V_0 \leq 3{,}997 \text{ dm}^3 \text{ (litri)}, \tag{9}$$

deci :

$$V_{0max} \approx 4 \text{ dm}^3 \text{ (litri)}, \tag{10}$$

în cazurile $p_0 \leq 6$ bar ≈ 6 daN/cm² putîndu-se opera cu sistemul II chiar fără recipientul de compensare RC;

3) cu modificarea lui Δh_a în limite determinate (circa $\pm 1\,000$ mm), capacitatea geometrică V_0 se modifică neînsemnat.

În baza acestor constatări, se recomandă ca standurile de încercare pneumatică a recipientelor și aparatelor tehnologice sau termomecanice, cu schemă principială funcțional-tehnologică de tipul celei indicate în figura 2, să fie echipate de **două manometre diferențiale**, după cum urmează :

— unul cu **mercur**, avînd un singur recipient de compensare, cu $V_0 = 4$ dm³ (litri), care să fie utilizat preferențial pentru situațiile cînd $p_0 = 10 \ldots 16$ bar $\approx 10 \ldots 16$ daN/cm²;

— unul cu **apă**, avînd trei recipiente de compensare montate în paralele, cu $V_0 = 5$; 10 și 14 dm³ (litri), care să fie utilizat corespunzător și succesiv — pentru $p_0 \leq 5$ bar ≈ 5 daN/cm², $p_0 = 5 \ldots 10$ bar $\approx 5 \ldots 10$ daN/cm² și, respectiv, $p_0 = 10 \ldots 16$ bar $\approx 10 \ldots 16$ daN/cm².

Evident, manometrele diferențiale respective se vor etalona și omologa în mod corespunzător, conform actelor normative metrologice în vigoare.

După cum se știe, ecuația generală de stare a gazelor ideale, numită de asemenea ecuația lui Mendeleev (obținută prin reuniunea judicioasă a legilor Boyle-Mariotte și Gay-Lussac), este :

$$pV = NRT, \tag{11}$$

unde R este constanta universală a gazelor, în (daN/cm²).cm³.K^{-1}.

Aplicînd, succesiv, ecuația (11) în cazul problemei de față, se obține (fig. 2) :

a) la momentul **inițial** ($\tau = 0$) :

— pentru sistemul I :

$$p_0' V_0' = N_0' RT; \tag{12,a}$$

— pentru sistemul II :

$$p_0 V_0 = N_0 RT, \tag{12,b}$$

deci ($p_0' = p_0$) :

$$\frac{N_0'}{V_0'} = \frac{N_0}{V_0}, \tag{13}$$

respectiv :

$$N_0 = \frac{p_0 V_0}{RT}; \tag{14}$$

b) la momentul **final** ($\tau = \tau_f$) :

— pentru sistemul I :

$$(p_0' - \Delta p)(V_0' - v) = (N_0' - \Delta N) RT; \tag{15,a}$$

— pentru sistemul II :

$$(p_0' - \Delta p)(V_0 + v) = N_0 RT, \tag{15, b}$$

respectiv :

— pentru sistemul I :

$$p_0' - \Delta p = \frac{N_0' - \Delta N}{V_0' - v} RT; \tag{16,a}$$

— pentru sistemul II :

$$p_0' - \Delta p = \frac{N_0}{V_0 + v} RT, \tag{16, b}$$

deci :

$$\frac{N_0}{V_0 + v} = \frac{N_0' - \Delta N}{V_0' - v}, \tag{17}$$

în care :

$$\Delta p \, V_0' \approx \Delta N \, RT, \tag{18}$$

Tabelul 4

Referitor la formula (21)

D	$\frac{p_0}{a}$	v_0	V'_0		$\frac{p_0}{a\,V'_0}$	$1-\frac{p_0}{a\,V'_0}$
mm	cm³	cm³	m³	cm³	–	–
10	6 400,0	6 321,5	10	10.10^6	$6{,}4.10^{-4}$	0,99936
30	57 142,9	56 436,0	10	10.10^6	$5{,}7.10^{-3}$	0,99430

Notă – A se vedea tabelul 1, cazurile A și B.

adică :

$$\Delta N \approx \frac{\Delta p V'_0}{RT}. \qquad (19)$$

Considerînd expresiile (3), (13), (14) și (19), din (17) rezultă :

$$\frac{V'_0 - v}{V_0 + v} = \frac{N'_0 - \Delta N}{N_0} = \frac{V'_0}{V_0}\left(1 - \frac{av}{p_0}\right), \qquad (20)$$

respectiv :

$$v = \frac{p_0}{a} - V_0\left(1 - \frac{p_0}{aV'_0}\right), \qquad (21)$$

pentru $V_0 \ll V'_0$ obținîndu-se (tabelul 4) :

$$V_0 + \frac{p_0 V_0}{a\,V'_0} \approx V_0\,; \qquad (22,\ a)$$

$$1 - \frac{p_0}{a\,V'_0} \approx 1, \qquad (22,\ b)$$

deci :

$$v = \frac{p_0}{a} - V_0,$$

regăsindu-se astfel formula cunoscută (5), respectiv (6).

Summary

The paper gives an analytical solution of the problem how to accurately determine the geometrical capacity of compensating containers integrated in schemes of some benches for pneumatic testing of technological apparata. The paper also contains an exemplifying study with useful conclusions appliable in practical activity.

Résumé

L'ouvrage présente la résolution – par voie analytique – du problème de la détermination exacte de la capacité géométrique des récipients de compensation intégrés dans le schéma de platesformes d'épreuve pneumatique de l'équipement technologique.

L'ouvrage contient une étude ilustrée par des exemples avec des conclusions utiles et applicables dans l'activité dratique.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Aldea, M. ș.a.* Cazane de abur și recipiente sub presiune Îndrumător. București, Editura tehnică, 1972.

[2] *Bolotin, V. N.* : In : Bezopasnost truda v promișlennosti, 14, nr. 9, 1970, p. 31–32.

[3] *Hübner, F. W.* : In : Technische Überwachung, 13 nr. 10, 1972, p. 310–314.

[4] *Kalnin, O. J., Pașinov, V. P.* : In : Stroitelstvo truboprovodov, 15, nr. 1, 1970, p. 25–26.

[5] *Nuțescu, N.* : In : Buletin de informare în tehnica supravegherii instalațiilor mecanice sub presiune și de ridicat (Buletin ISCIR), 3, nr. 7, 1969, p. 651–654.

[6] *Opriș, O.* : In : Buletin de informare în tehnica supravegherii instalațiilor mecanice sub presiune și de ridicat (Buletin ISCIR), 4, nr. 5, 1970, p. 294–298.

[7] *Opriș, O.* : In : Buletin de informare în tehnica supravegherii instalațiilor mecanice sub presiune și de ridicat (Buletin ISCIR), 5, nr. 2, 1971, p. 65–70 (I) și 5, nr. 7, 1971, p. 387–390 (II).

[8] *Opriș, O.* : Tehnica verificării etanșeității produselor. București, Editura tehnică, 1974.

[9] *Pavel, A.* : Utilaj de rafinării. București, Editura didactică și pedagogică, 1968.

[10] *Pavel, A., ș.a.* : Studii privind standul pentru încercarea pneumatică a recipientelor supuse controlului ISCIR la I.U.C. Găiești. București – Ploiești, Institutul de petrol și gaze, 1975.

[11] *Popovici, P., Jr., Opriș, O.* : In : Construcția de mașini, 25, nr. 6, 1973, p. 355–358.

[12] *Raevski, G. V.* : In : Avtomaticeskaia svarka, 22, nr. 3, 1969, p. 70–71.

[13] *Ringelstein, K. H.* : In : Technische Überwachung, 13, nr. 10, 1972, p. 315–317.

[14] *Roehrs, R. J.* : In : Materials Evaluation, 27, nr. 10, 1969, p. 205–214, 219.

[15] *Wellinger, K., Sturm, D.* : In : Industrie-Anzeiger, nr. 30, 1968, 6 p. (extras).

[16] * * * MPA Stuttgart. Staatliche Materialprüfungsanstalt. Universität Stuttgart, 1974.

Zusammenfassung

In der Arbeit wird auf analytischen Wege die Frage der genauen Bestimmung der geometrischen Kapazität von Komplesationsgefässen gelöst, die in die Schemen von pneumatischen Prüfständen der technologischen Apparatur eingebaut sind. Die Arbeit beinhaltet einen praxisbezogenen Teil, der nützliche Schlussfolgerungen mit praktischer Anwendbarkeit enthält.

Резюме

В работе решена — аналитическим путём — задача о точном определений геометрического обьема компенсационных сосудов, включенных в схемы некоторных стендов для пневматического испытания технологической аппаратуры. Работа содержит примерную разработку с выводами полезными и внедрямыми в практическую деятельность.

CZ: 621.51

Consideraţii asupra proiectării şi execuţiei în ţară a unor compensatoare lenticulare executate în construcţie multistrat

Ing. Ion Olteanu – C.C.P.T.F. Bucureşti
Ing. Cornel Mărculescu – C.C.P.T.F. Bucureşti
Ing. Iancu Tudor – Intreprinderea de utilaj chimic – Ploieşti
Ing. Ana Popescu – Intreprinderea de utilaj chimic – Ploieşti

Transportul fluidelor prin conducte, sistem indispensabil proceselor tehnologice chimice, petrochimice, energetice, termice, nucleare etc., prin varietatea mare a condiţiilor şi parametrilor funcţionali, impune adaptarea unor dispozitive de compensare capabile să preia, în condiţii de siguranţă maximă, dilatările, deplasările sau vibraţiile axiale, unghiulare sau laterale, care, împiedicate, pot solicita (în mod periculos) conductele sau punctele de reazem ale acestora.

Compensatoarele lenticulare oferă în prezent, prin varietatea de tipuri constructive, suficiente alternative pentru proiectarea şi realizarea sistemelor de compensare. Dezvoltarea fabricaţiei în ţară a compensatoarelor lenticulare contribuie în prezent la rezolvarea unor necesităţi curente ale industriei româneşti. În această direcţie sînt dirijate şi încercările de asimilare în fabricaţie a unor tipuri constructive noi de compensatoare lenticulare, în concordanţă cu necesităţile industriei noastre.

Una din variantele constructive moderne o constituie compensatorul lenticular multistrat. Derivată, ca soluţie tehnică de la construcţiile multistrat ale recipientelor cilindrice sau sferice supuse la presiune, ea a apărut în construcţia compensatoarelor lenticulare destinate preluării concomitente a unor sarcini (presiune-temperatură) şi deplasări importante. Soluţia multistrat folosită la construcţia recipientelor sub presiune prezintă o serie de avantaje, care sînt valabile în totalitate şi pentru compensatoarele lenticulare, şi anume :

– capacitate portantă cel puţin egală cu cea a peretelui unistrat de aceeaşi grosime ;
– siguranţă sporită în exploatare ;
– evită pericolul spargerilor explozive.

În plus, în cazul compensatoarelor lenticulare, această soluţie permite menţinerea flexibilităţii (capacităţii de deformare a lentilei) la o valoare echivalentă grosimii unui strat, indiferent de numărul de straturi (impuse de sarcina de presiune, temperatură) ale compensatorului). Acest lucru este posibil datorită lunecărilor care apar între fiecare din straturile suprapuse, în spaţiile dintre aşa numitele „puncte fixe" de deformaţie ale fiecărei lentile, cum sînt considerate punctele din vîrful şi de la baza lentilei (A, respectiv B şi C) (figura 1), lunecări care suplimentează într-un procent suficient de mic forţa de deformare corespunzătoare unui singur strat.

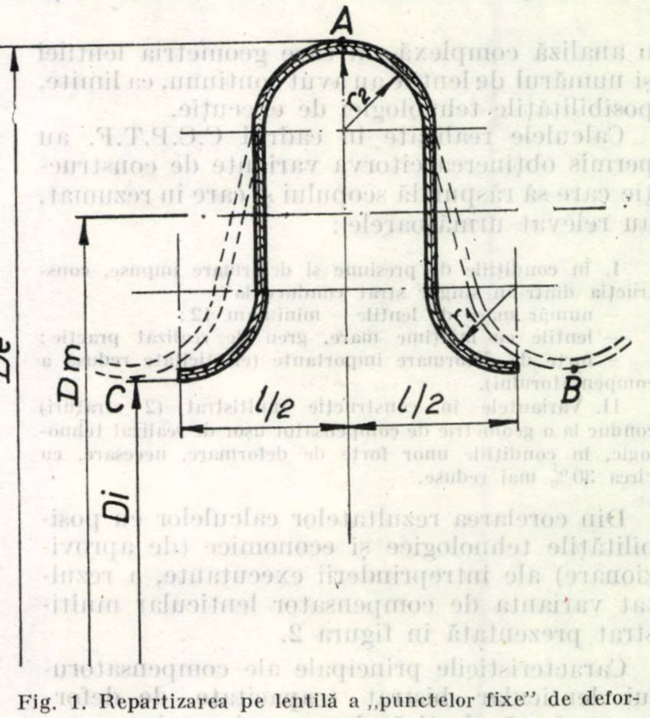


Fig. 1. Repartizarea pe lentilă a „punctelor fixe" de deformare.

Acest procent este funcţie de :

– natura materialului din care sînt executate straturile (coeficientul de frecare) ;
– numărul de straturi ;
– tehnologia de execuţie (respectiv, de strîngerea realizată între straturi în cursul execuţiei), şi trebuie determinat experimental. În mod obişnuit, valoarea lui nu este mai mare de 1,2 – 1,4.

Aceste cîteva aspecte oferă posibilitatea de a aprecia posibilităţile multiple de aplicare a acestei construcţii, folosită de altfel pe scară largă de firme de renume (IWK, BOA, Solar, Zallea, Hydra etc.).

În continuare se va prezenta unul din primele cazuri rezolvate prin utilizarea acestei soluţii constructive, la care încercările efectuate au condus la rezultate pozitive. Varianta constructivă multistrat a apărut ca una din

puţinele soluţii posibile de aplicat la execuţia unor compensatoare Dn 80, Pn 4, 5, caracterizate printr-o capacitate de deformare foarte mare (±23 mm). Dimensionarea şi alegerea soluţiei constructive, în acest caz, a însemnat

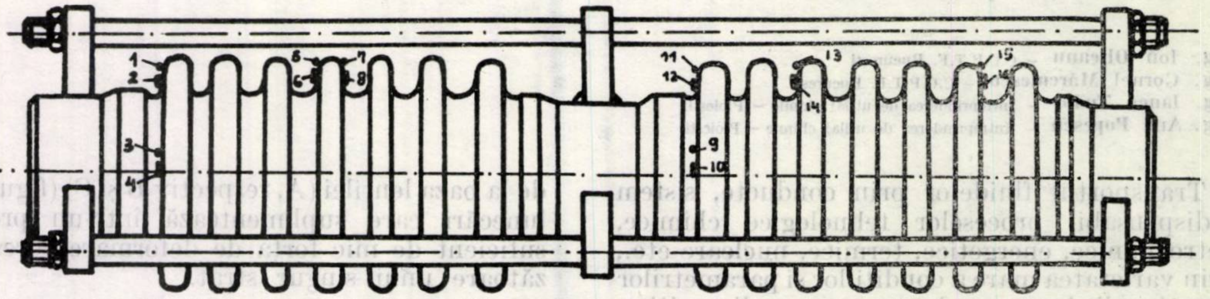


Fig. 2. Compensatorul lenticular bistrat *Dn* 80, *Pn* 4,5, pe care s-au indicat punctele de amplasare a mărcilor tensometrice.

o analiză complexă, în care geometria lentilei şi numărul de lentile au avut continuu, ca limite, posibilităţile tehnologiei de execuţie.

Calculele realizate în cadrul C.C.P.T.F. au permis obţinerea cîtorva variante de construcţie care să răspundă scopului şi care în rezumat, au relevat următoarele :

I. În condiţiile de presiune şi deformare impuse, construcţia dintr-un singur strat conduce la :

— număr mare de lentile — minimum 12 ;

— lentile cu înălţime mare, greu de realizat practic ;

— forţe de deformare importante (elasticitate redusă a compensatorului).

II. Variantele în construcţie multistrat (2 straturi) conduc la o geometrie de compensator uşor de realizat tehnologic, în condiţiile unor forţe de deformare, necesare, cu circa 30% mai reduse.

Din corelarea rezultatelor calculelor cu posibilităţile tehnologice şi economice (de aprovizionare) ale întreprinderii executante, a rezultat varianta de compensator lenticular multistrat prezentată în figura 2.

Caracteristicile principale ale compensatorului lenticular bistrat (capacitate de deformare, forţă elastică) la aceeaşi grosime, geometrie, număr de lentile şi condiţii de lucru, în comparaţie cu cele ale unui compensator unistrat, se prezintă conform figurii 3.

Baza de calcul, în ambele cazuri, au constituit-o normele curente de calcul [1, 6].

Trebuie menţionat că varianta de construcţie cu două grupuri elastice şi ştuţ intermediar nu este originală şi că majoritatea firmelor producătoare utilizează sistemul atunci cînd se cer preluate deformaţii mari, ştiut fiind că odată cu creşterea numărului de lentile, creşte şi neuniformitatea de solicitare (încărcare) a acestora, lucru confirmat şi de experimentările efectuate. În figura 4 este redată neuniformitatea încărcării lentilelor la întindere, respectiv compresiune, pentru compensatorul bistrat Dn 80, Pn 4,5 din figura 2.

Avînd în vedere caracterul deosebit al construcţiei, primele exemplare realizate au fost supuse unor teste care să demonstreze capacitatea portantă şi rezistenţa la durata de funcţionare a acestei construcţii. Încercările au urmărit să realizeze, pe ansamblul compensatorului, starea reală de eforturi care se dezvoltă în acesta, în condiţiile de încărcare corespunzătoare regimului de exploatare la care el va fi supus.

S-au supus încercărilor două compensatoare lenticulare bistrat Dn 80, Pn 4,5. Unul din

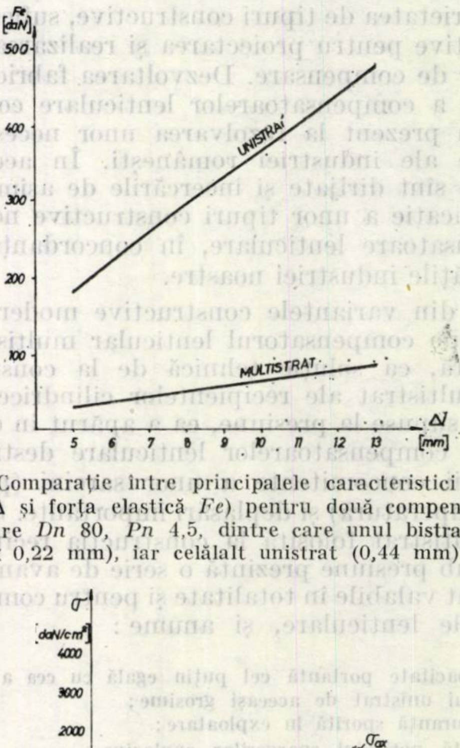


Fig. 3. Comparaţie între principalele caracteristici (deformaţia Δ şi forţa elastică *Fe*) pentru două compensatoare lenticulare *Dn* 80, *Pn* 4,5, dintre care unul bistrat (2 × × 0,22 mm), iar celălalt unistrat (0,44 mm).

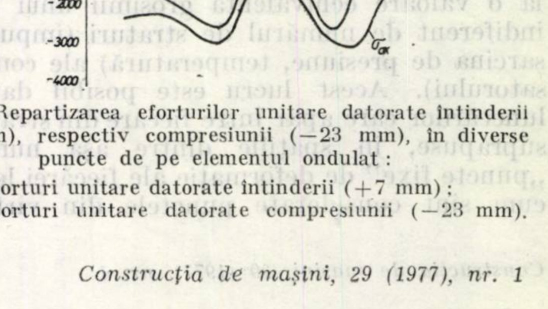


Fig. 4. Repartizarea eforturilor unitare datorate întinderii (+7 mm), respectiv compresiunii (−23 mm), în diverse puncte de pe elementul ondulat :

——— eforturi unitare datorate întinderii (+7 mm) ;

-------- eforturi unitare datorate compresiunii (−23 mm).

cele două compensatoare, pe care s-au lipit mărci tensometrice (fig. 2 și 5), a fost supus încercării de presiune interioară, iar celălalt compensator a fost încercat la oboseală, la ciclul alternant simetric, pe standul din figura 6.

Fig. 5. Compensatorul bistrat *Dn* 80, *Pn* 4,5 pregătit pentru încercări la presiune interioară.

Fig. 6. Compensatorul bistrat *Dn* 80, *Pn* 4,5 montat în standul de încercări la oboseală la ciclul alternant simetric (130 cicluri/minut).

Încercarea la presiune interioară s-a efectuat în următoarele situații :

— în poziția comprimat ($\Delta = -23$ mm), la următoarele trepte de presiune : 0 ; 2,25 ; 4,5 ; 6,75 ; 4,5 ; 2,25 (bar) : **în această situație nu s-au evidențiat deformații ale ghidajelor, sau tendința de pierdere a stabilității ;**

— în poziția întins ($\Delta = +7$ mm), la următoarele trepte de presiune : 0 ; 2,25 ; 4,5 ; 6,75 ; 4,5 ; 2,25 (bar) ; **în această situație nu s-au evidențiat deformații ale ghidajelor, sau tendința de pierdere a stabilității ;**

— în poziție neutră ($\Delta = 0$), la următoarele trepte de presiune : 0 ; 4,5 ; 6,75 ; 10 ; 15 ; 30 (bar), încercarea făcîndu-se pînă la presiunea de 60 (bar). **Pînă la presiunea de 20 (bar), compensatorul a lucrat corect, neevidențiindu-se tendința de pierdere a stabilității. Începînd cu această treaptă de presiune**, s-a putut observa cum, **pe o zonă a fiecăruia din cele două grupuri de elemente ondulate, unele lentile se comprimă din ce în ce mai mult, iar altele se destind.** Încercarea a continuat pînă la atingerea presiunii de 60 (bar) fără să se producă ruperea compensatorului, dar a fost întreruptă din cauză că sudura uneia din urechile de ghidare a tiranților a cedat.

Deoarece, pentru fiecare situație expusă mai sus, s-a efectuat un număr mare de măsurări, s-au selecționat numai datele cele mai semnificative. Astfel, în figura 7, a și b, este prezentată variația eforturilor unitare σ_{cir} și σ_{ax} în punctele semnificative notate în figura 1.

La încercarea la presiune interioară în poziție neutră, după depășirea presiunii interioare de 20 (bar) — presiunea critică —, s-a observat fenomenul de pierdere a stabilității. În figura 8 se prezintă forma compensatorului după ce și-a pierdut stabilitatea. Determinarea numărului minim de cicluri la care apare prima fisură în peretele lentilei compensatorului, s-a efectuat pe un stand de încercări la oboseală (fig. 6).

Încercarea s-a efectuat în următoarele condiții :

— frecvența de oscilație 130 cicluri/minut ;
— amplitudine (Δ) :
± 7 mm timp de o oră (7 800 cicluri), fără a se constata fisuri sau ruperi ;
± 16 mm timp de 1/2 oră (3 900 cicluri), fără a se constata apariția de fisuri sau ruperi ;
± 25 mm timp de 1/2 oră (3 900 cicluri) — în ultimele 5 minute s-a observat apariția unor fisuri la cîte o lentilă de capăt (la baza lentilei) la fiecare din cele două elemente de compensator (figura 9)

Pentru determinarea teoretică a numărului de cicluri de solicitare la oboseală, de care este capabil un compensator, se poate utiliza următoarea relație — [9] :

$$N = \left(\frac{1.600.000}{\sigma_R}\right)^{3,5}, \quad (1)$$

în care :

N este numărul de cicluri de solicitare pînă la rupere ;
σ_R — valoarea efortului unitar de rupere — în daN/cm² ;

$$\sigma_R = \frac{1,5E\cdot S\cdot\Delta}{h^{0,5}\cdot W^{1,5}\cdot n} + \frac{pW}{s}\ [\mathrm{daN/cm^2}] \quad (2)$$

unde :

Δ — deformația totală (extensie + comprimare) ;
$\Delta = 30$ mm (± 15 mm)
E — modulul de elasticitate longitudinal la 20°C ; pentru *W*.1.4541, $E = 2{,}1.10^6$ daN/cm² ;
W — lățimea lentilei ; $W = 3{,}88$ mm ;
h — pasul între două lentile ; $h = 6{,}88$ mm ;
s — grosimea peretelui lentilei, în mm ;

Calculul s-a efectuat pentru următoarele două cazuri :

(a) Compensator lenticular unistrat ($s = 0{,}44$ mm) fără presiune interioară ($p = 0$).

Înlocuind în (2) şi, respectiv, în (1), rezultă : $N = 4{,}7 . 10^4$ cicluri pînă la rupere.

În calcul s-a considerat $s = 0{,}22$ mm (numai primul strat se comportă elastic).

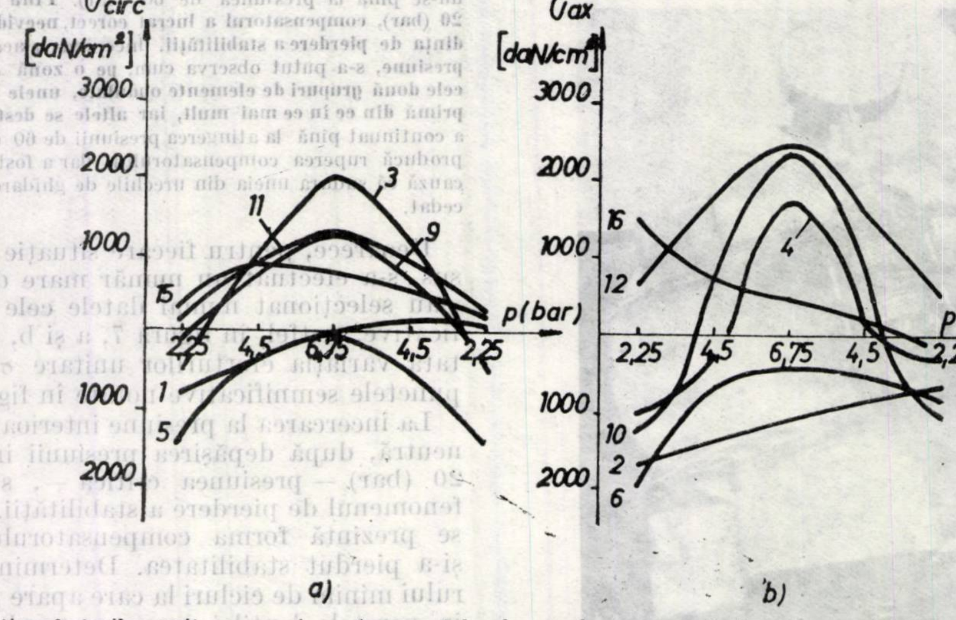


Fig. 7. Variaţia eforturilor unitare σ_{cir} şi σ_{ax} în punctele de amplasare a mărcilor tensometrice pentru compensatorul bistrat *Dn* 80, *Pn* 4,5 comprimat (—23 mm) şi supus la presiune interioară

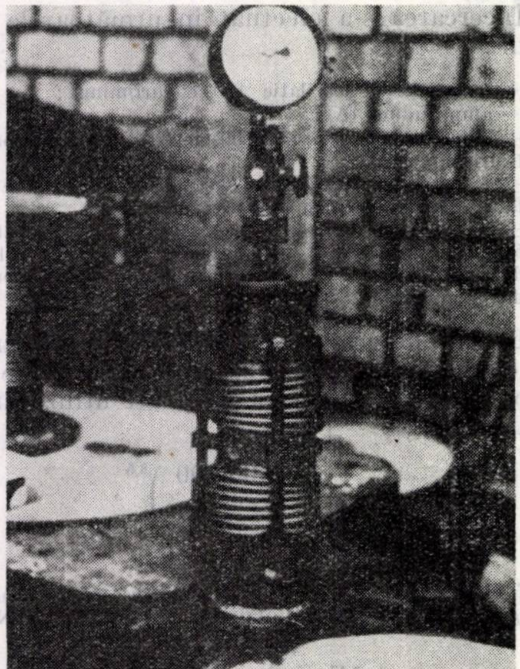


Fig. 8. Compensatorul *Dn* 80, *Pn* 4,5 care şi-a pierdut stabilitatea.

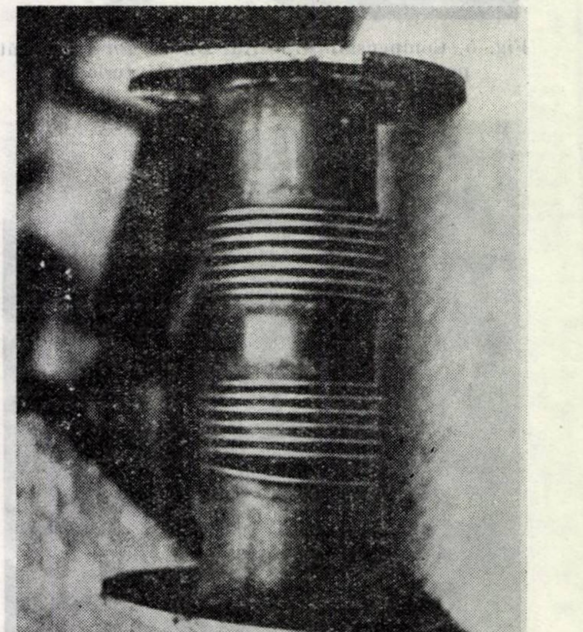


Fig. 9. Compensatorul *Dn* 80, *Pn* 4,5 rupt datorită solicitărilor la oboseală.

Înlocuind în (2) şi, respectiv, în (1), rezultă : $N = 4{,}2 . 10^3$ cicluri pînă la rupere.

(b) Compensator lenticular bistrat ($s = 2 \times 0{,}22$ mm) şi fără presiune interioară ($p = 0$).

Din analiza rezultatului calculelor efectuate mai sus, se poate observa uşor că, pentru o aceeaşi grosime de perete ($s = 0{,}44$ mm, respectiv, $s = 2 \times 0{,}22 = 0{,}44$ mm) compensatorul bistrat se comportă la oboseală de aproximativ zece ori mai bine decît cel unistrat. Relaţia de

calcul utilizată nu ține seama însă de influența frecvenței de oscilație, a cărei creștere determină scăderea numărului de cicluri de solicitare pînă la rupere, la care poate rezista compensatorul. Este necesară deci determinarea experimentală a unui factor de corecție care să țină seama și de frecvența de oscilație.

Concluzii

1. Tehnologia de execuție utilizată oferă posibilitatea obținerii unor compensatoare lenticulare, cu o geometrie satisfăcătoare și cu parametrii funcționali confirmați de rezultatele testelor efectuate.

2. Varianta constructivă adoptată pentru compensatorul Dn80 Pn 4,5 (cu două elemente ondulate, separate printr-un element rigid de ștuț) oferă posibilitatea de preluare a unor deplasări axiale mari și chiar a încărcării mai uniforme a tuturor lentilelor care participă la preluarea acestor deplasări, dar prezintă inconvenientul, confirmat și de experimentările făcute, că orice neuniformitate geometrică a unei lentile duce la pierderea stabilității elastice a ansamblului, la încărcarea inegală a lentilelor și, implicit, la scăderea capacității portante a ansamblului. La astfel de construcții sînt obligatorii :

— asigurarea unei geometrii cît mai perfecte a lentilelor care compun elementele ondulate ;

— montarea coaxială a elementelor ondulate, a ștuțului intermediar și a elementelor de capăt (ștuțuri) ;

— asigurarea prin ghidaje, amplasate pe conducta pe care se montează compensatorul, a unei deplasări perfect axiale a acesteia, în cursul dilatărilor, sau prevederea unor ghidaje (fixate chiar pe ștuțurile de capăt) de tipul celor prevăzute pentru compensatorul Dn 80, Pn 4,5 (fig. 2 și 5).

3. Pericolul de apariție a neuniformităților geometrice este incomparabil mai mic în cazul formării hidraulice. Totodată, mai ales în cazul formării compensatoarelor cu mai mult de două straturi, și dificultățile de execuție a semifabricatelor, de neuniformitate a deformării fiecărui strat, sînt mult mai reduse, ceea ce ar recomanda cu precădere adoptarea acestei variante tehnologice.

4. Rezultatele încercărilor efectuate asupra celor două modele experimentale au permis însă și o serie de concluzii în ceea ce privește metodica actuală de investigare a stării de eforturi ale elementului ondulat, ca și a modului în care metodica de calcul curent utilizată este în concordanță cu solicitarea reală a compensatorului. Din acest punct de vedere sînt de relevat următoarele :

a) măsurarea electrotensometrică a deformațiilor (și eforturilor unitare efective) dă posibilitatea cunoașterii repartiției solicitărilor maxime pe conturul lentilei (măsurările s-au făcut în regim static) și, în măsura în care geometria lentilei și dimensiunea traductorilor tensometrici o permite, chiar a unor epure de efort unitar pe conturul lentilei ; aceste determinări, efectuate în regim static pentru pozițiile extreme de deformare, ca și pentru poziția neutră a compensatorului, sînt revelatoare pentru nivelul real de solicitări în cazul compensatoarelor care preiau deplasări (dilatații) termice, la care preponderentă este amplitudinea și nu frecvența deformațiilor, cum este cazul și la modelul analizat ;

b) pentru compensatoarele multistrat, informații mai complete asupra nivelului de eforturi unitare în straturile componente, se pot obține prin aplicarea traductorilor tensometrici cel puțin pe straturile extreme (cel interior și cel exterior) ; evident, aceste determinări sînt condiționate de posibilitatea de amplasare a traductorilor (la diametre și dimensiuni reduse ale lentilei, ca și cazul modelului experimental, acest lucru nu este posibil) ;

c) rezultatele încercării de rupere, atît în cazul solicitării la presiune interioară, cît și în cazul solicitării la oboseală, relevă că actualele metode de calcul, curent folosite pentru dimensionare [1, 6, 7, 8], oferă un grad de acoperire important, în cazul acestei variante constructive chiar exagerat ;

d) în cazul solicitării la presiune interioară, neuniformitatea geometriei lentilelor atrage după sine o neuniformitate a nivelului de efort unitar între lentilele compensatorului, fapt evidențiat și de figura 7 ;

e) în cazul încercării la solicitări ciclice, indiferent de amplitudinea de oscilație, s-a constatat o solicitare (deformare) individuală mai importantă a lentilelor (în special a primei lentile) din partea punctului fix ; apariția ruperii în această zonă este o confirmare a acestei neuniformități de solicitare (fig. 9) ;

f) forța elastică determinată confirmă ipotezele de calcul privind flexibilitatea superioară a compensatorului multistrat, în raport cu cel în construcție unistrat (fig. 3).

5. Evident, încercările efectuate numai pe aceste două modele nu pot conduce la sesizarea unor aspecte, care, chiar dacă sînt parțial confirmate de literatură, se cer confirmate printr-un program vast de determinări asupra acestor tipuri constructive.

BIBLIOGRAFIE

[1] NID 5031-72 — Compensatoare lenticulare de dilatare axială. Prescripții de calcul.

[2] Compagnia Italiana tubi metallici flessibili (BOA) Catalog, ed. 1963.

[3] *Dima, A.*: Compensatoare lenticulare de dilatație. Ed. Tehnică, 1976.

[4] *Renert, M.*: Calculul și construcția utilajului chimic, vol. 1, E.D.P. 1964.

[5] Hydra Taschenbuch, RFG, Kompensatoren.
[6] A. D. Merkblatt, B.13, Einwandige Bolgkompensatoren, April, 1969.
[7] *Friedrich, W.*: Festigkeitsberechnung einwendiger Bolgkompensatoren. Technisch-wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart, 1973.
[8] *Wellinger, K.*: Calculul de rezistență al compensatoarelor lenticulare. Stuttgart 1964.
[9] Catalog Kellogg — Desing of piping systems, 1964.

Summary

The paper introduces some remarks concerning the design, fabrication as well as the static and fatigue tests of certains types of multilayer expansion joints.

Zusammenfassung

Der Artikel zeigt einige neue Gesichtspunkte über Konstruktion, Erzeugung, Ausführung sowie auch die Statischen — und dynamischen (Ermüdungs) Versuche einiger linsenförmigen Kompensatoren in mehrschichtiger Ausführung.

Résumé

L'article présente certains aspects nouveaux concernant. L'étude, la fabrication, les épreuves statiques et les essais dynamiques (de fatique) de certaine compensateure lenticulaires de dilatation à couches multiples.

Резюме

В статье изложены некоторые соображения в связи с проектированием, изготовлением и испытанием статически или на усталость линзовыэ двухслойных компенсаторов.

CZ: 621.51 : 53.083

Starea de deformații și de eforturi unitare în fundurile elipsoidale ale recipientelor sub presiune privite prin prisma unor măsurări electrotensometrice

Ing. Ioan Popescu — C.C.P.T.F. București

I. Starea de deformații și eforturi unitare în fundurile elipsoidale ale recipientelor sub presiune.

Problema eforturilor unitare efective, care încarcă elementele de construcție ale utilajelor sub presiune, mai ales în jurul concentratorilor, s-a impus în ultimul timp, pe de o parte datorită avîntului industriei constructoare de utilaj chimic, iar pe de altă parte apariției unor situații deosebite în execuția recipientelor, pentru care literatura de specialitate nu oferă date privind aspectul în discuție, ca de exemplu: racorduri dispuse pe funduri bombate în zone nepermise de către normele de construcție, racorduri dispuse la distanțe foarte mici între ele, diverse abateri de la forma geometrică corectă etc.

Mijloacele tensometrice moderne oferă posibilitatea clarificării unor situații de acest fel, de natură să pună sub semnul întrebării siguranța în exploatare a unor utilaje tehnologice importante. Aceste posibilități se utilizează în mod curent. S-a acumulat astfel un volum relativ important de rezultate de măsurări electrotensometrice în jurul unor concentratori de pe elementele de utilaj, care sînt, însă, inegal reprezentați din punct de vedere al măsurărilor care se referă la un anumit timp. Frecvența cea mai mare, cum de altfel era și de așteptat, au avut-o testările din jurul concentratorilor de tensiuni de tip racord de pe funduri elipsoidale și de pe mantale cilindrice și conice și, cu o pondere ceva mai mică, cele ale concentratorilor datorați abaterilor de execuție.

În cele ce urmează se vor examina aspecte caracteristice fundurilor elipsoidale. În mod deosebit prezintă interes zonele racordurilor situate în zona marginală de 0,1 De (unde De este diametrul exterior al părții cilindrice racordate). Drept bază de referință se consideră starea de eforturi unitare în zone neperturbate de prezența concentratorilor. Traductorii tensometrici rezistivi în perechi au fost dispuși pe exteriorul fundului, echidistant, pe un meridian. Fiecărui traductor orientat după meridian, i-a fost alăturat un traductor orientat după cercul paralel. Eforturile unitare principale, în punctele respective, se determină aplicînd formulele stării plane de eforturi unitare:

$$\sigma_{circ} = \frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_{circ} + \mu\,\varepsilon_{mer})$$

$$\sigma_{mer} = \frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_{mer} + \mu\,\varepsilon_{circ})$$

unde:

σ_{circ}, σ_{mer} — efort unitar circumferențial, respectiv meridional; ε_{circ}, ε_{mer} — deformația specifică circumferențială, respectiv meridională, măsurate; μ — coeficientul contracției transversale.

Diagramele de deformații specifice și de eforturi unitare prezentate spre exemplificare în figurile 1...5 pentru trei recipiente de diametre și de grosimi ale fundului diferite, confirmă rezultatele teoretice [1, 2, 5] și experimentale [3, 4] cunoscute.

Diagramele reflectă şi efectele imperfecţiunilor de formă (generale şi locale) ale fundului, care generează unele vîrfuri (locale) de efort unitar.

În ceea ce priveşte repartiţia eforturilor unitare pe fund se constată că partea centrală a dional continuă să rămînă de valori apropiate cu cele din prima zonă, pe o porţiune de diametru mai mare ca cel circumferenţial (0,75 + + 0,85) De.

De la marginea zonei centrale eforturile unitare evoluează spre valorile caracteristice

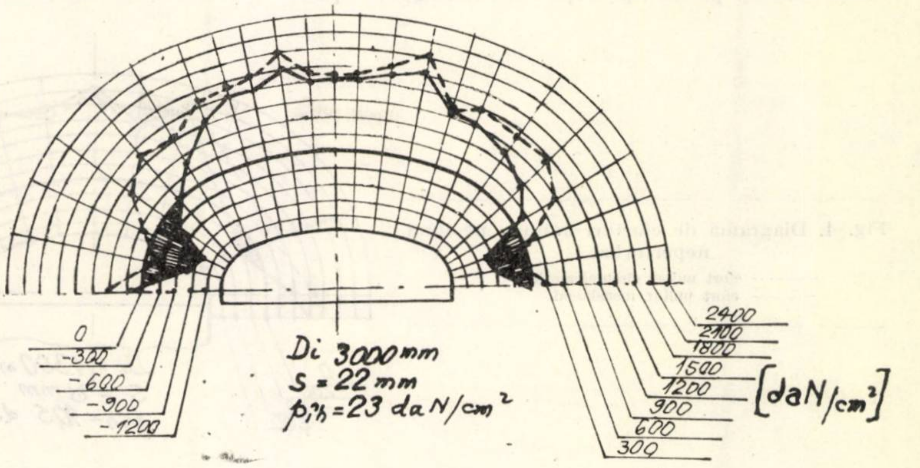


Fig. 1. Diagramă de deformaţii specifice pe fund elipsoidal neperturbat.
——— deformaţie specifică circumferenţială
– – – – deformaţie specifică meridională

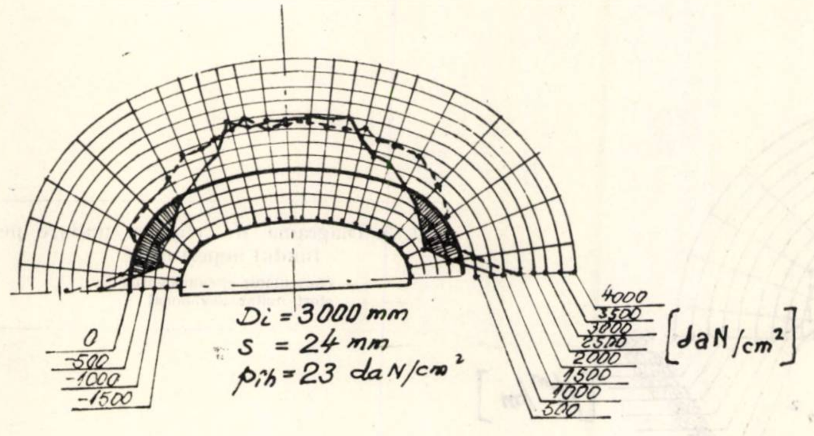


Fig. 2. Diagrama de eforturi unitare pe fund elipsoidal neperturbat.
——— efort unitar circumferenţial
– – – – efort unitar meridional

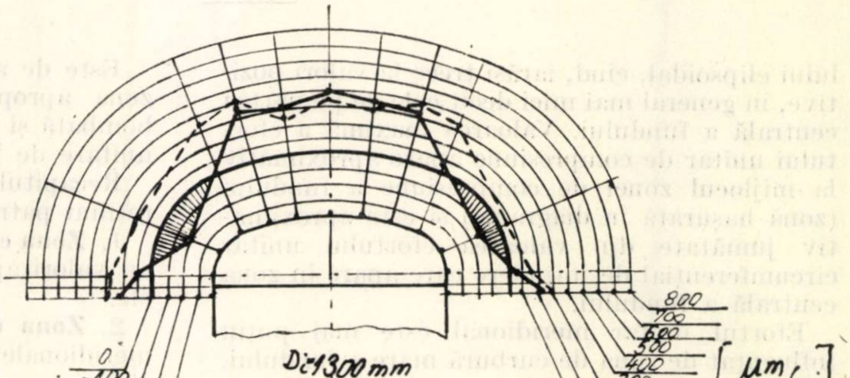


Fig. 3. Diagramă de deformaţii specifice pe fund elipsoidal neperturbat.
——— deformaţie specifică circumferenţială
– – – – deformaţie specifică meridională

fundului prezintă o zonă (aproximativ axial) simetrică, de diametru (0,35 + 0,5) De, în care eforturile unitare (circumferenţial şi meridional) sînt pozitive, aproximativ constante şi de valori apropiate corespunzînd celor din calota sferică de înlocuire. Efortul unitar meri-zonei de la capătul profilului eliptic unde, după cum se ştie pentru profilul uzual cu raportul semiaxelor egal cu 2, eforturile unitare circumferenţiale sînt de compresiune. În această zonă variaţia celor două eforturi unitare principale se prezintă astfel : efortul unitar circum-

ferențial are o scădere mai accentuată de la marginea primei zone și, la aproximativ (0,1 + + 0,15) De, măsurat de la marginea fundului pe proiecția într-un plan perpendicular pe axă, trece în valori negative (compresiune) rămînînd astfel pînă aproape de marginea profi-

uneori trecerea la valori negative nici nu se produce, el rămînînd la valori pozitive, dar foarte mici. Depășind zona de compresiune, efortul unitar meridional trece din nou pe partea cilindrică a fundului la valori pozitive, dar mai mici decît cele de pe zona centrală a fundului.

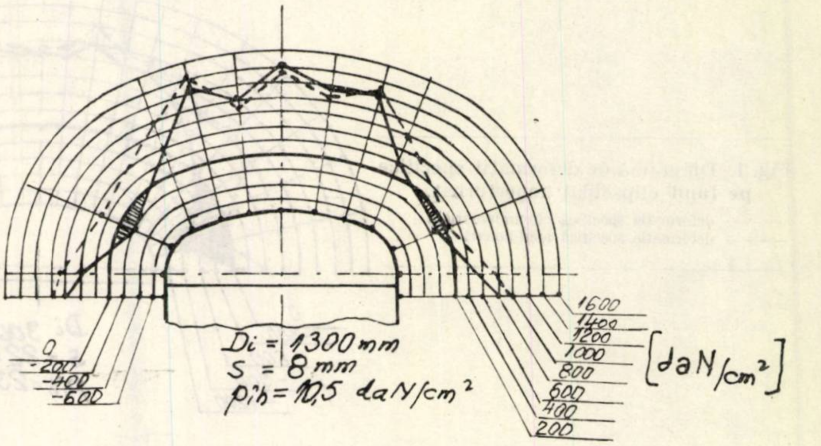


Fig. 4. Diagramă de eforturi unitare pe fund neperturbat

——— efort unitar circumferențial
– – – – efort unitar meridional

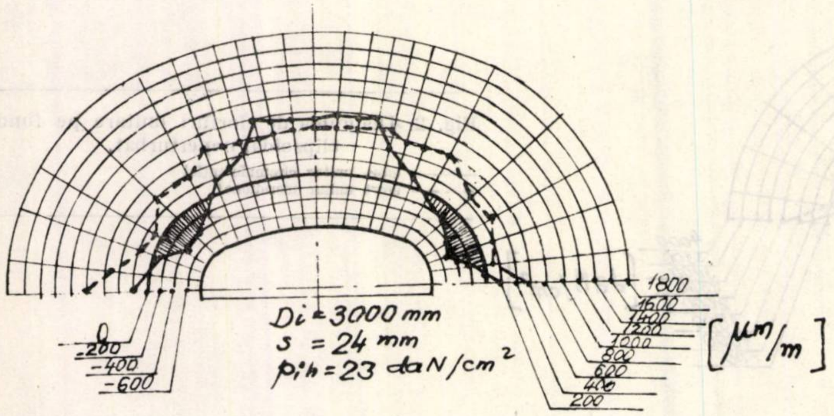


Fig. 5. Diagrama de eforturi unitare pe fundul neperturbat

——— efort unitar circumferențial
– – – – efort unitar meridional

lului elipsoidal, cînd, iarăși trece la valori pozitive, în general mai mici decît cele de pe partea centrală a fundului. Valoarea maximă a efortului unitar de compresiune apare aproximativ la mijlocul zonei de compresiune a fundului (zonă hașurată în diagrame) și este aproximativ jumătate din valoarea efortului unitar circumferențial de întindere care apare în zona centrală a fundului.

Efortul unitar meridional este mai puțin influențat de zona de curbură mare a fundului. De la marginea zonei pe care are o variație mică a valorilor atinse, zona (0,75 + 0,85) De, el scade mai lent, rămînînd în porțiunea dintre cele două zone deasupra efortului unitar circumferențial, cum se observă din figurile 2, 4, 5.

Trecerea la valori negative a efortului unitar meridional este mai puțin pregnantă decît în celălalt caz, efortul de compresiune avînd valori de aproximativ 0,1 din valoarea efortului unitar meridional pozitiv din zona centrală, iar

Este de asemenea cunoscut [3, 4, 5], că în zona apropiată de îmbinarea dintre partea bombată și cea cilindrică acționează și eforturi unitare de încovoiere, cu caracter strict local.

Recapitulînd, pe fundul elipsoidal sînt de reținut patru zone semnificative :

1. **Zona centrală** în care două eforturi unitare au valori aproximativ constante și egale între ele.

2. **Zona de tranziție** care pentru eforturile meridionale începe mai spre marginea fundului și în care se produce scăderea eforturilor unitare, mai accentuată a celor circulare.

3. **Zona de curbură mare** a fundului în care apar eforturi de compresiune, mai mari în valoare absolută fiind cele circumferențiale.

4. **Zona de margine** a fundului cuprinzînd partea sa cilindrică, unde, din nou, eforturile unitare trec la valori pozitive.

Se mai remarcă, că în afara zonei centrale a fundului cu un diametru de (0,35 + 0,5) De, cele două eforturi au valori apropiate, ceea

ce era previzibil, această zonă putînd fi asimilată cu o parte de înveliș sferic, în rest devin mai importante eforturile meridionale.

II. **Eforturi unitare în zona racordurilor situate pe funduri elipsoidale.**

Pentru ilustrarea stării de eforturi unitare din jurul racordurilor, situate pe fundurile elipsoidale supuse la presiune interioară, s-au ales, dintre măsurările efectuate, cîteva cazuri mai semnificative, pentru care s-au trasat diagramele corespunzătoare. Concluziile ce se pot trage din examinarea acestora, au valabilitate mai largă, așa cum arată examinarea unui număr mare de alte măsurări.

Epurele eforturilor unitare sînt prezentate, pe de o parte, cu ajutorul liniilor de echiefort, utilizate anterior, iar pe de alta, și după rază. Astfel, din figura 6, rezultă că atît eforturile

Racordul din figura 6, este situat în apropierea zonei de 0,1 De.

În figura 7 se indică variația eforturilor unitare din jurul racordului din figura 6, pe măsura îndepărtării de locul de sudură al acestuia pe fund, la distanțe de 100 mm și 200 mm. Se constată că punctele situate spre marginea fundului prezintă o scădere mai accentuată a eforturilor unitare pe măsura îndepărtării de racord, ceea ce este explicabil, dacă ne amintim situația eforturilor în zona marginală a fundului prezentată anterior, zonă în care există tendința de scădere a eforturilor unitare și de trecere a lor la valori negative.

La punctele situate lîngă racord, înspre partea centrală a fundului, se constată o scădere mai lentă a efectului de concentrare pe măsură ce ne îndepărtăm de racord. Se poate spune că, efectul de atenuare al vîrfului de

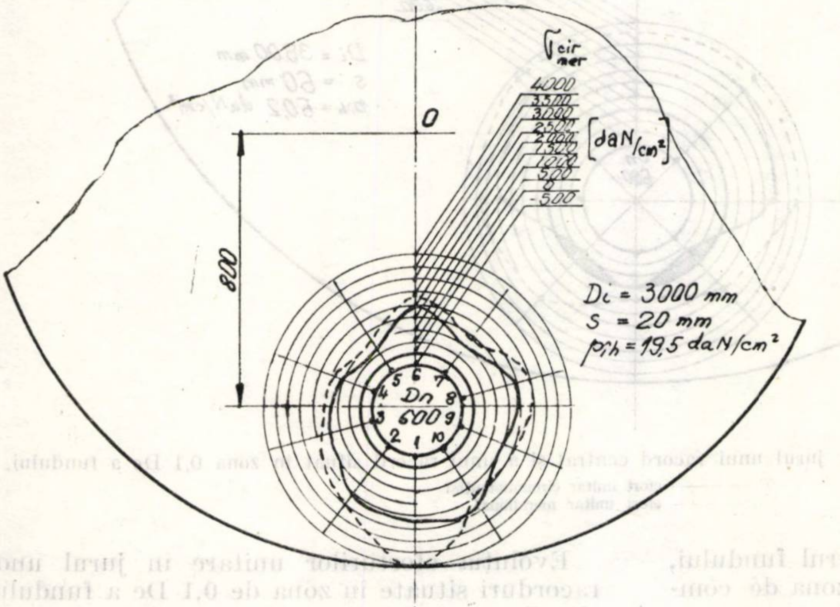


Fig. 6. Diagramă de eforturi unitare în jurul unui racord situat în apropierea zonei de 0,1 De

——— efort unitar circumferențial
– – – – efort unitar meridional

unitare meridionale cît și cele circumferențiale sînt simțitor mai mari decît cele de referință (eforturile membrană datorate presiunii interioare), cu deosebire în regiunea din apropierea zonei 0,1 De.

efort, la îndepărtarea de concentrator, este echilibrat de situația eforturilor unitare în această zonă a fundului (valori pozitive mari, vezi figurile 1, 2, 3, 4, 5).

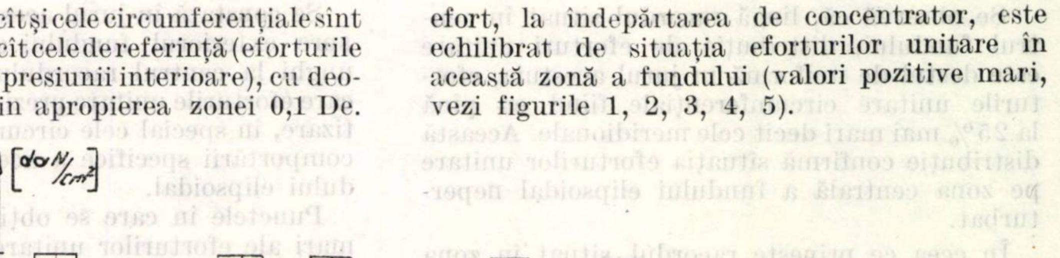


Fig. 7. Variația eforturilor unitare la distanța de 100 și 200 mm de racord

——— efort unitar circumferențial
– – – efort unitar meridional

În figura 8, este prezentată evoluţia eforturilor unitare în jurul a două racorduri *Dn* 500 şi *Dn* 600 de pe un fund cu $Di = 3\ 800$ mm, din care primul racord dispus în centrul fundului, ar al doilea avînd o porţiune în zona de compresiune a fundului.

Se observă că, lîngă racordul situat în centrul fundului, distribuţia de eforturi unitare este destul de uniformă în jurul acestuia, eforturile unitare circumferenţiale fiind cu pînă la 25% mai mari decît cele meridionale. Această distribuţie confirmă situaţia eforturilor unitare pe zona centrală a fundului elipsoidal neperturbat.

În ceea ce priveşte racordul situat în zona de curbură mare a fundului elipsoidal, situaţia se prezintă astfel : punctele situate lîngă jumătatea racordului dinspre centrul fundului prezintă cele mai mari eforturi unitare, iar punctele situate lîngă jumătatea racordului dinspre marginea fundului (dintre care cele mai apropiate de margini sînt în zona de 0,1 De), prezintă scăderi ale valorii eforturilor, mai accentuate pentru efortul unitar circumferenţial care trece în valori negative şi mai puţin accentuate pentru efortul unitar meridional care, după cum s-a văzut în prima parte, este mai puţin influenţat de zona de compresiune a fundului.

Evoluţia eforturilor unitare în jurul unor racorduri situate în zona de 0,1 De a fundului sînt ilustrate şi în figurile 9, 10 şi 11.

Se constată în jurul acestor racorduri o zonă spre exteriorul fundului cu o deschidere de unghi la centrul racordului de 120°—180°, în care eforturile unitare prezintă o puternică aplatizare, în special cele circumferenţiale, datorită comportării specifice a acestei porţiuni a fundului elipsoidal.

Punctele în care se obţin valorile cele mai mari ale eforturilor unitare sînt, de regulă (în acest caz), situate lîngă racorduri spre zona centrală a fundului. În jurul jumătăţii racordului, situată spre centrul fundului, distribuţia eforturilor unitare este destul de uniformă, cu observaţia că, în general, eforturile unitare meridionale au o valoare mai mare cu 10 pînă la 40% faţă de valoarea celor circumferenţiale; în zona de compresiune a fundului, eforturile unitare meridionale sînt mai puţin influenţate, valoarea lor, în această zonă, fiind mai mare decît a celor circumferenţiale.

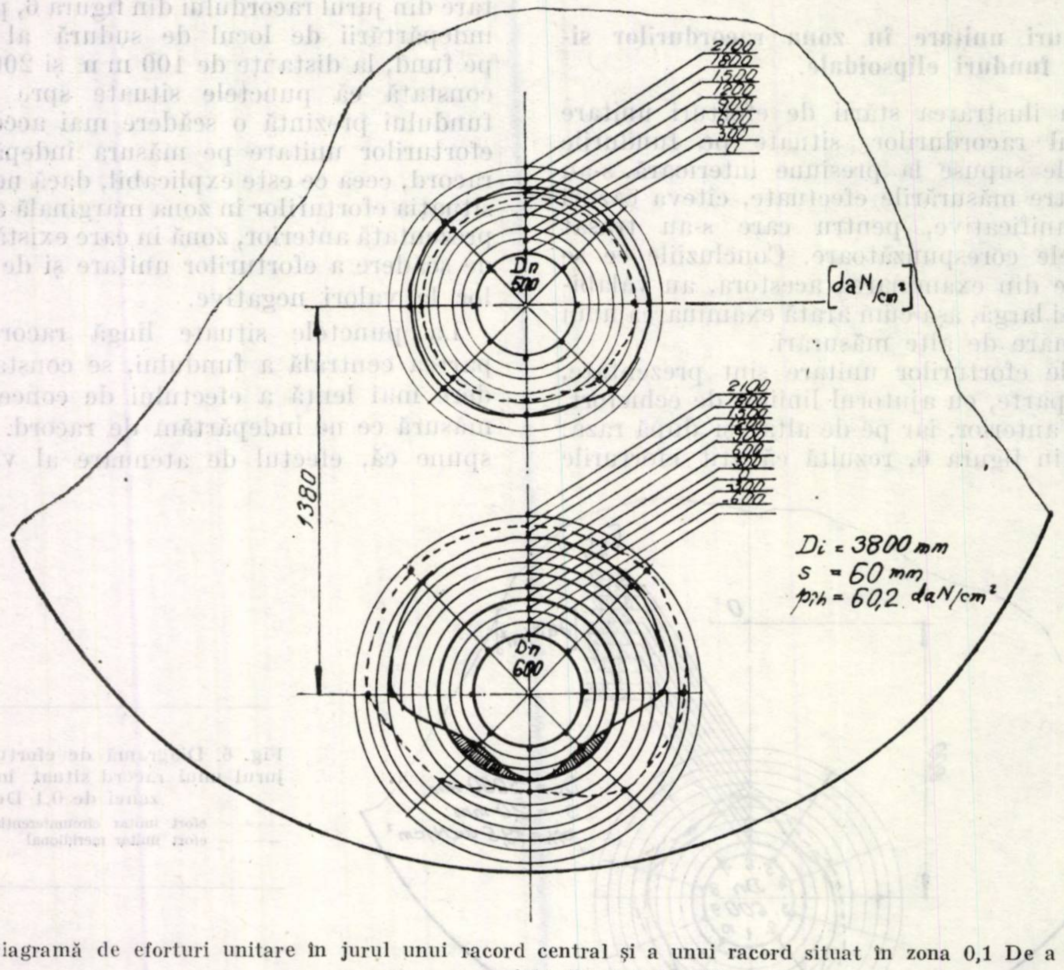


Fig. 8. Diagramă de eforturi unitare în jurul unui racord central şi a unui racord situat în zona 0,1 De a fundului.
——— efort unitar circumferenţial
– – – – efort unitar meridional

Recapitulînd cele arătate cu privire la starea de eforturi unitare din jurul racordurilor situate pe funduri elipsoidale, rezultă din cele arătate și din alte măsurători reprezentate în acest articol următoarele :

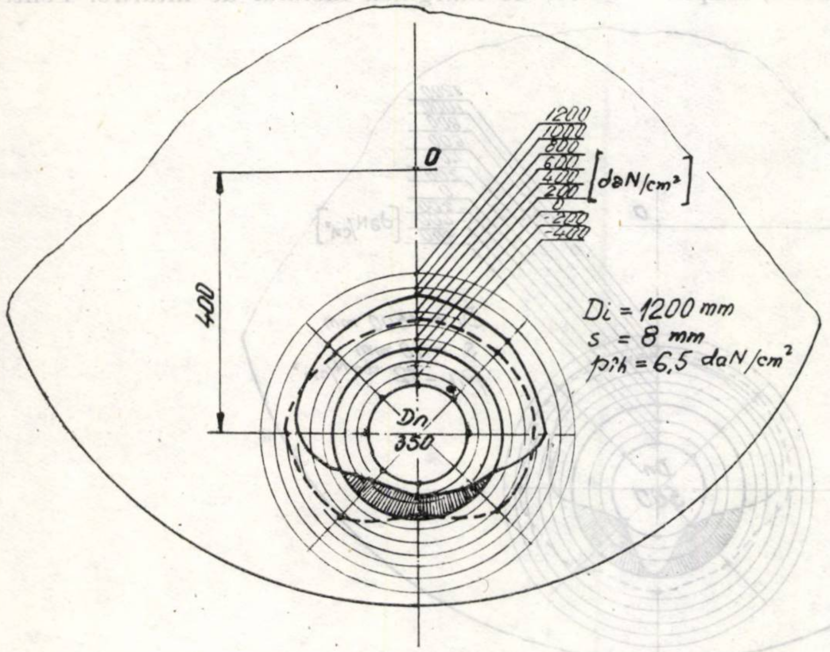


Fig. 9. Diagramă de eforturi unitare în jurul unui racord situat în zona 0,1De a fundului

——— efort unitar circumferențial
– – – – efort unitar meridional

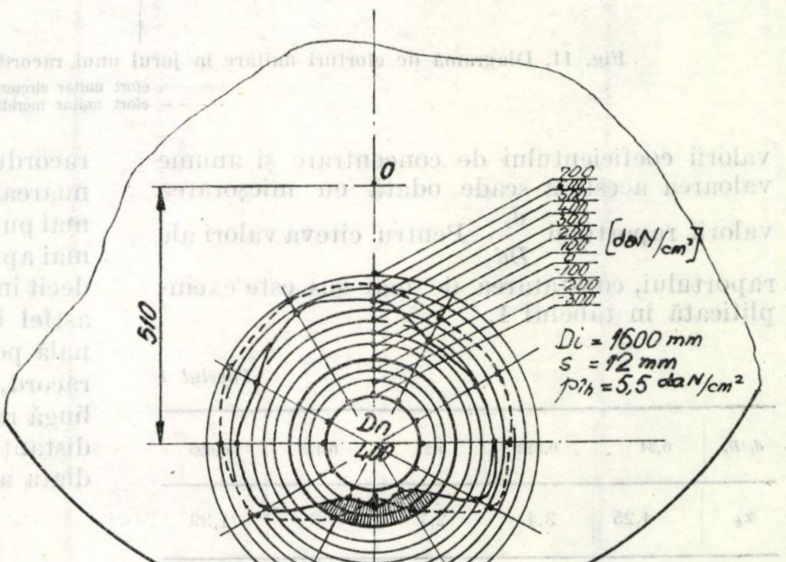


Fig. 10. Diagramă de eforturi unitare în jurul unui racord situat în zona 0,1 De a fundului.

——— efort unitar circumferențial
– – – – efort unitar meridional

a. Pentru racorduri situate aproape de zona de compresiune a fundului, punctele de concentrare a eforturilor unitare se găsesc situate lîngă racord, spre exteriorul fundului, deci spre zona de compresiune a acesteia.

b. Racordurile situate central prezintă o stare de eforturi unitare uniformă în jurul lor, efectul de concentrare fiind simțitor mai mic decît în jurul racordurilor situate în oricare altă parte a fundului elipsoidal.

c. Între racordurile situate în zona centrală a fundului, la distanțe care permit o influențare reciprocă, se dezvoltă concentrări pronunțate de eforturi unitare, mai ales cînd grosimea efectivă a fundului și a peretelui racordului este foarte apropiată de grosimea de calcul. Evident că în unele cazuri, rezultă în această zonă o curgere (locală) a materialului.

d. Racordurile amplasate în zona 0,1 De (zona de compresiune) prezintă în jurul lor, o distribuție de eforturi unitare care, spre marginea fundului, se aplatizează trecînd chiar la valori negative, în special eforturile unitare circumferențiale. În acest caz efortul unitar

maxim se află lîngă jumătatea racordului dinspre centrul fundului.

e. Se constată influenţa raportului $\frac{d_e}{De}$ (unde d_e = diametrul exterior al racordului) asupra

f. Nivelul eforturilor unitare din jurul racordurilor situate pe funduri elipsoidale se atenuează considerabil pe măsură ce ne îndepărtăm de racord sau, în caz că nu există inele de întărire, de marginea inelului de întărire. Pentru

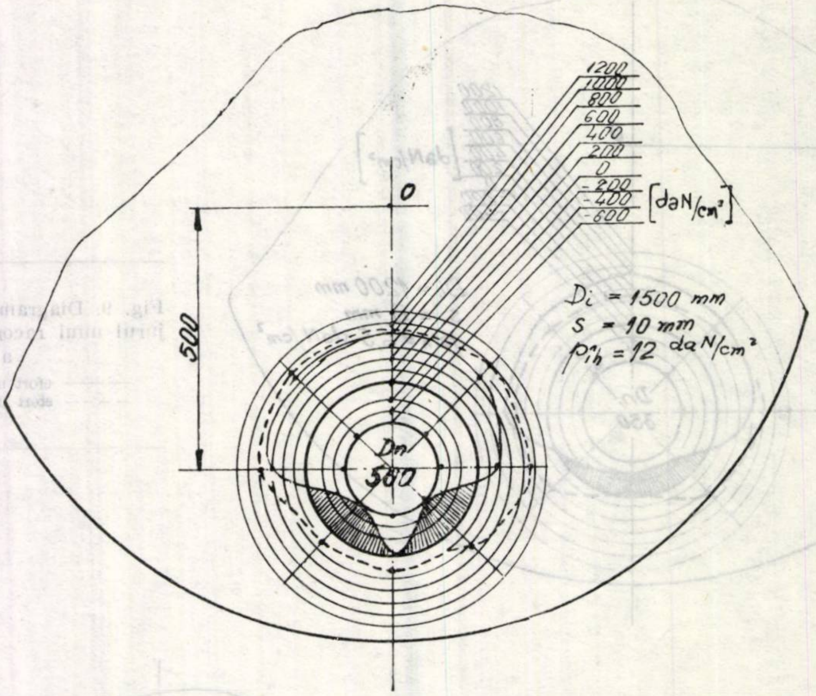


Fig. 11. Diagramă de eforturi unitare în jurul unui racord situat în zona 0,1 De a fundului.
——— efort unitar circumferenţial
– – – – efort unitar meridional

valorii coeficientului de concentrare şi anume valoarea acestuia scade odată cu micşorarea valorii raportului $\frac{d_e}{De}$. Pentru cîteva valori ale raportului, constatarea de mai sus este exemplificată în tabelul 1.

Tabelul 1

d_e/D_e	0,34	0,313	0,21	0,158	0,093
α_k	4,25	3,4	2,7	1,8	1,39

Se mai constată influenţa grosimii relative a fundului S/Di (unde S = grosimea fundului, iar Di = diametrul interior) asupra coeficientului de concentrare, în sensul că acesta din urmă scade odată cu creşterea grosimii relative, cum rezultă şi din tabelul 2.

Tabelul 2

S/D	0,0066	0,006	0,004	0,013	0,02
α_k	4,25	3,4	2,7	1,8	1,58

racordurile situate excentric pe funduri, atenuarea, pe măsura îndepărtării de racord, este mai puternică lîngă acea parte din racord situată mai aproape de marginea fundului (zona 0,1 De) decît în jurul părţii situată spre centrul fundului, astfel încît eforturile unitare din zona marginală pot reprezenta, la distanţă de 200 mm de racord, numai 10–20 % din valoarea celor de lîngă racord, iar pentru cealaltă zonă la aceeaşi distanţă, ele reprezentînd 50–80 % din imediata apropiere a racordului (figura 7).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Timoshenko, S., Woinowsky-Krieger, S.* : Teoria plăcilor plane şi curbe. Editura tehnică Bucureşti 1968.

[2] *Renert, M.* : Calculul şi construcţia utilajului chimic, ediţia a III-a, vol. I, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti 1971.

[3] *Höhn, E.* : Der Spannungszustand gewölbter Böden. In : Z.V.D.I., 69, nr. 6, 1925, p. 155–158.

[4] *Höhn, E.* : Über die Festigkeit der gewölbter Böden und der Zylinderschale Berlin, Springer, 1927.

[5] *Renert, M., Flondor, D., Iordache, Gh.* : O soluţie a problemei conturului pentru învelişul de revoluţie cu profil eliptic. In : Construcţia de maşini, 17, nr. 11, 1965, p. 615–620.

Summary

The paper introduces the remarks consequent from the investigations carried out on the strains and stresses developped in the ellipsoidal heads of the vessels subjected to internal pressure, as a result of the personal examinations made. The first part of the paper is concerned with the strains and stresses developped in the ellipsoidal heads (with no stress raisers), and the second part examines the stresses developed near the stress raisers such as connections (nozzles) that are welded to the heads. In conclusions the paper shows the stressraising effects developped in the ellipsoidal heads subjected to internal pressure.

Résumé

L'article présente les résultats de l'étude à l'aide de la tensométrie, de l'état de déformations et d'efforts unitaires sur les fonds ellipsoïdaux des récipients soumis à pression intérieure. La première partie s'occupe de l'état de deformations et d'efforts unitaires sur les fonds ellipsoïdaux sans concentrateurs de tensions, et la seconde partie présente le problème de l'état d'efforts autors des concentrateurs de tensions, du type raccords fixés sur ces fonds. Finalement, quelques conclusions sur les effets de concentration des efforts unitaires sur les fonds ellipsoïdaux soumis à pression intérieure.

Zusammenfassung

Im vorliegendem Beitrag sind die Ergebnisse des Studiums mit Hilfe der Elektrotensometrie, der Deformations- und Spannungzustandes, auf elliptischen Böden von Druckbehälter, dargestellt. Im ersten Teil wird das Thema der Deformations — und Spannungszustandes von elliptischen Böden, ohne Spannungs — konzentratoren und im zweiten Teil, das Thema des Beanspruchungszustandes der Spannungskonzentratoren von Stutzen mit denen diese Böden versehen sind, behandelt. Als Schlussfolgerung, werden die Konzentrierungseffekte der Spannungen auf die von Innendruck beanspruchte elliptische Böden dargestellt.

Резюме

Статья представляет результаты изучения деформированного и напряженного состояний на эллипсоидальных днищах сосудов подвергнутых внутреннему давлению.

Она основывается на собственных исследованиях в этом направлении.

Первая часть статьи трактирует вопрос деформированного и напряженного состояний на невозмущенные днищах (без концентраций напряжений), а вторая часть — вопрос напряженного состояния концентраторов напряжений патрубочного типа, расположенных на эллипсоидальных днищах.

В заключении статья представляет несколько выводов о эффекте сосредоточивания усилий на эллипсоидных днищах под внутренним давлением.

CZ: 621.51

Reglarea, ajustarea și funcționarea poziționerelor pe robinetele de reglare cu ventil și cu clapă

Ing. Matei Stoica — Intreprinderea de utilaj petrolier — Tîrgoviște

1. Introducere

Elementele de execuție constituie, alături de elementele pentru obținerea și prelucrarea informațiilor, aparatura de automatizare din buclele de reglare automată. Ele sînt, sub forma robinetelor de reglare, organe care acționează direct asupra parametrilor fluidelor vehiculate în procesul tehnologic care se automatizează, avînd posibilitatea să creeze, în timp util, forțele sau momentele necesare pentru atingerea performanțelor cerute. Prin caracteristicile lor, elementele de execuție trebuie să se încadreze perfect în ansamblul din care fac parte, avînd obligația de a răspunde corect la comenzile pe care le primesc, modificînd anumiți parametri ai procesului.

Trebuie să precizăm că robinetele de reglare sînt elemente de execuție care modifică anumiți parametri ai procesului prin intermediul debitului de fluid care circulă prin conductă. Prin urmare, pentru obținerea unei reglări riguroase a diferitelor mărimi care intră în proces, se impune ca robinetul de reglare care constituie partea finală a aparaturii de automatizare, să fie foarte bine ales. Această alegere constă, atît în determinarea mărimii robinetului respectiv (diametrul secțiunii de trecere), cît și a acționării (servomotorul care dezvoltă forța sau momentul necesar).

Alegerea corectă a robinetului de reglare este o problemă destul de dificilă, deoarece acesta se află la granița dintre un element mecanic și un element de automatizare și trebuie privit prin prisma legăturii cu celelalte elemente ale buclei de reglare automată. Ținînd seama că proiectanții sistemelor de reglare automate sînt automatiști, iar executanții robinetelor de reglare sînt mecanici, considerăm utilă tratarea în detaliu a unei probleme comune celor două categorii de specialiști care, în cele mai multe cazuri practice, este neglijată. În sprijinul acestei idei sperăm să vină articolul de față, care își propune să trateze modul de funcționare și ajustare a amplificatorului din bucla de reglare automată, denumit poziționer, pe elementul de execuție (robinetul de reglare).

2. Rolul și descrierea pozitionerului

Este cunoscut faptul că robinetele de reglare cu ventil și cu clapă sînt elemente de execuție în buclele de reglare automată. Pentru a ilustra mai bine cele spuse, vom arăta locul pe care-l ocupă un element de execuție în bucla de reglare automată.

Din această figură rezultă că, elementul de execuţie -EE- (robinetul de reglare cu ventil sau cu clapă), este acţionat de către un servomotor -SM- a cărui energie primită de la blocul de reglare automată (regulator) -R- este de natură electrică, pneumatică sau hidraulică.

închisă, poate să conducă la stabilirea unui ciclu limită, în cazul în care în buclă mai sînt prezente două elemente integratoare, cum este cazul unei bucle de reglare a nivelului lichidului, folosind un regulator cu acţiune proporţional integratoare.

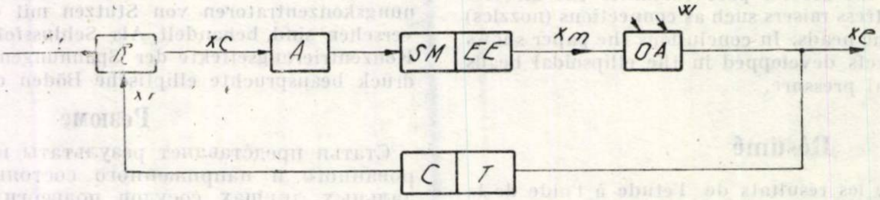


Fig. 1. Schema unei bucle de reglare automată

X_i – mărimea de intrare; X_c – mărimea de comandă; X_r – mărimea de reacţie; X_m – mărimea de execuţie; X_e – mărimea de ieşire; T – traductor; C – convertor; A – amplificator; SM – servomotor; EE – element de execuţie; OA – obiectul automatizării; R – regulator

Această energie este sub forma unui semnal de comandă (pneumatic sau electric) -X_c- în cele mai multe cazuri unificat, cuprins între 2 – 10 mA respectiv 0,2 – 1,0 kgf/cm^2 şi a cărui valoare la un anumit moment este proporţională cu deplasarea tijei robinetului de reglare. Se observă că între regulatorul -R- şi servomotorul -SM-, poate să existe amplificatorul -A- care de obicei are rolul să amplifice semnalul -X_c fără a-i schimba natura. Sînt cazuri cînd rolul amplificatorului -A- nu se rezumă numai la aceasta el îndeplinind atît funcţia de corelare a valorii semnalului de comandă cu poziţia elementului de execuţie, cît şi, de foarte multe ori, convertirea unui semnal de o natură într-un semnal de altă natură (de exemplu, din electrică în pneumatică). Asupra acestor cazuri ne vom opri în articolul de faţă, avînd în vedere că amplificatorul -A- din bucla de reglare automată este denumit poziţioner sau regulator de poziţie şi este destinat a echipa elementele de execuţie -EE- şi servomotoarele SM.

Poziţionerul electropneumatic are rolul de a corela poziţia tijei elementului de execuţie cu semnalul de comandă, şi de a converti semnalul electric în semnal pneumatic. Pentru asigurarea funcţiei de corelare a semnalului cu poziţia tijei elementului de execuţie, pe care poziţionerul o face prin amplificare, este necesară o sursă de energie cu ajutorul căreia se amplifică semnalul de intrare. În acest fel, poziţionerul serveşte la învingerea forţelor de frecare care ar acţiona în sensul împiedicării deplasării tijei. Un poziţioner constă dintr-un regulator cu acţiune proporţională, care are o mare amplificare; aceasta constituie o buclă închisă în jurul robinetului de reglare propriu-zis care, în esenţă, constă dintr-un element cu capacitate plus un element cu histerezis.

Forţele care afectează deplasarea tijei unui robinet de reglare sînt mai ales cele de frecare şi cele datorate căderii de presiune la ventil. Prezenţa unui element cu histerezis într-o buclă

Introducerea unui poziţioner în bucla de reglare are ca efect stabilizarea acestei bucle chiar şi în prezenţa histerezisului şi va conduce la eliminarea din bucla primară a acelei surse de decalaj de fază care produce ciclul limită. O cădere de presiune importantă la scaunul unui robinet de reglare acţionează asupra suprafeţei scaunului în opoziţie cu forţa dezvoltată de servomotorul pentru acţionarea robinetului. Datorită acestui fapt se poate împiedica închiderea strînsă a robinetului de reglare. Poziţionerul va aplica servomotorului pentru acţionarea robinetului de reglare o valoare egală cu a presiunii de alimentare, care ar corespunde cazului în care tija ventilului s-ar găsi la o distanţă relativ mare de poziţia preconizată şi astfel este capabil să înlăture dificultăţile legate de o stabilire corectă a poziţiei tijei robinetului de reglare. Presiunea de alimentare constituie un semnal sporit, suplimentar, pe care poziţionerul îl poate asigura în scopul anulării perturbaţiei create de histerezis sau de presiunea din robinet.

În diagramele de mai jos, vom prezenta caracteristicile statice ale servomotorului în cazul cînd lucrează fără poziţioner şi în cazul cînd lucrează cu poziţioner. Sînt cazuri în practică, acolo unde nu se cere o precizie mare a reglării precum şi în situaţii în care robinetul de reglare constituie elementul cu răspunsul cel mai lent, sau chiar din motive economice, cînd nu mai este indicată folosirea poziţionerelor.

După ce am văzut rolul poziţionerului, ne vom opri, în cele ce urmează, la descrierea de principiu a construcţiei acestuia, alegînd spre exemplificare un poziţioner pneumatic montat pe un robinet de reglare cu ventil.

Presiunea de comandă -W- care este semnalul unificat 0,2–1,0 kgf/cm^2 pătrunde în camera de comandă 1, deplasînd în sus tija ventilului 5, ceea ce face ca semnalul de alimentare -Z- să intre în servomotor. În acelaşi timp însă, reacţia inversă a poziţionerului prin intermediul tijei 4, camei 3 şi resortului 2, tinde să depla-

seze în jos tija ventilului 5. Apar deci, în resortul 2, două forțe: una datorită semnalului de comandă, iar cealaltă datorită poziției tijei robinetului. În momentul cînd între valoarea semnalului de comandă -W- și poziția tijei robinetului se stabilește o concordanță, forțele

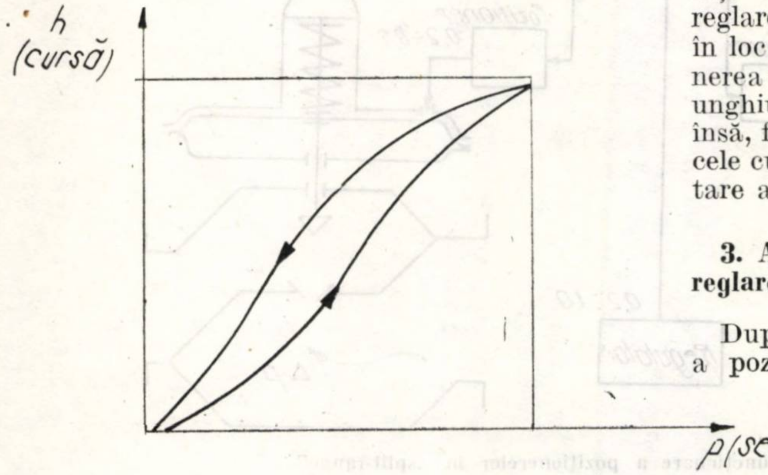


Fig. 2. Diagrama de funcționare $h = f(p)$ fără poziționer

care apar în resort, se compensează. De aceea se spune că poziționerele lucrează pe principiul compensării forțelor. Camera 6, este camera de amplificare în care semnalul de alimentare -Z- avînd valori pînă la 3 sau chiar 6 kgf/cm², pătrunde în servomotorul 7. Cînd între semnalul de comandă -W- și poziția tijei s-ar creea neconcordanțe datorită frecărilor, presiunii fluidului din robinet, etc., atunci semnalul de alimentare -Z- crește și poate ajunge la valoarea maximă de 3 sau 6 kgf/cm².

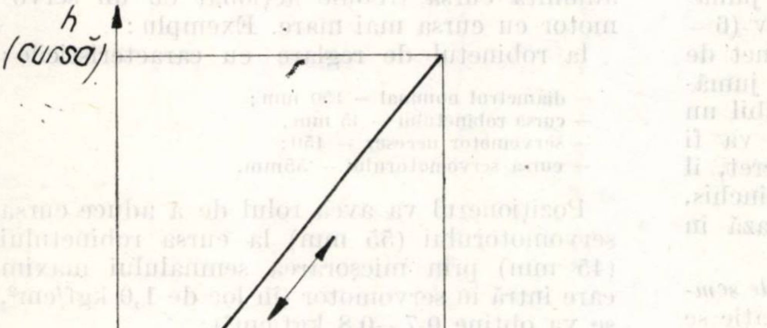


Fig. 3. Diagrama de funcționare $h = f(p)$ cu poziționer

Trebuie să menționăm că, în cazul robinetelor de reglare cu clapă, modificările care apar față de robinetele de reglare cu ventil (cazul tratat mai sus) se referă numai la natura deplasării tijei robinetului, care aici devine o deplasare unghiulară, față de o deplasare liniară la robinetele cu ventil. Pentru preluarea acestei deplasări, poziționerul se montează direct pe axul robinetului cu clapă, fără a fi necesară tija 4, pentru transmiterea reacției inverse. Deasemenea, servomotoarele pneumatice pentru acționarea robinetelor de reglare cu clapă, diferă față de cele pentru acționarea robinetelor de reglare cu ventil prin construcția lor cu piston, în loc de membrană. Acest lucru permite obținerea unor curse mai mari necesare rotirii — la unghiul corespunzător — a clapetei. În esență însă, fie la servomotoarele cu membrană, fie la cele cu piston, principiul de funcționare și ajustare a poziționerului este absolut identic.

3. Ajustarea poziționerelor pe robinetele de reglare

După cum s-a arătat mai sus, funcția de bază a poziționerelor este aceea de a regulariza

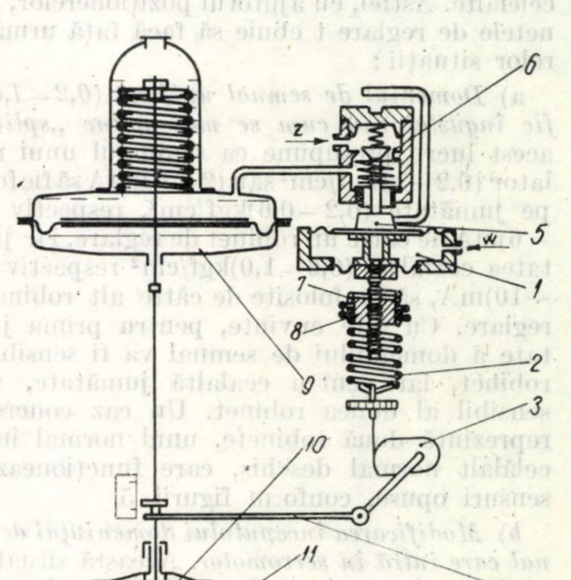


Fig. 4. Schema de funcționare a ansamblului element de execuție, servomotor, poziționer.

1 – camera de comandă; 2 – resort; 3 – camă; 4 – pîrghia reacției inverse; 5 – ventil; 6 – camera de amplificare; 7 – rozetă; 8 – piuliță 9 – servomotor; 10 – robinet de reglare cu ventil; 11 – ventil; *W* – semnal de comandă; *Z* – alimentare

poziția tijei robinetelor de reglare față de semnalul de comandă dat de regulator. Această funcție nu este unică, întrucît prin performanțele sale el poate rezolva foarte multe situații legate de buna funcționare a ansamblului robinet de reglare, servomotor, poziționer.

Aşa se explică de ce, în practică, de cele mai multe ori, poziţionerele care echipează robinetele de reglare cu ventil şi cu clapă trebuiesc ajustate pe acestea, deoarece aproape fiecare robinet lucrează în condiţii deosebite faţă de

comprimă la o forţă de 282 kgf care corespunde unui semnal de 0,4 kgf/cm². În această situaţie, forţa de 282 kgf poate face faţă unei căderi de presiune Δp = 9 kgf/cm². Semnalul 0,4 kgf/cm² care trebuie să intre în servomotor corespun-

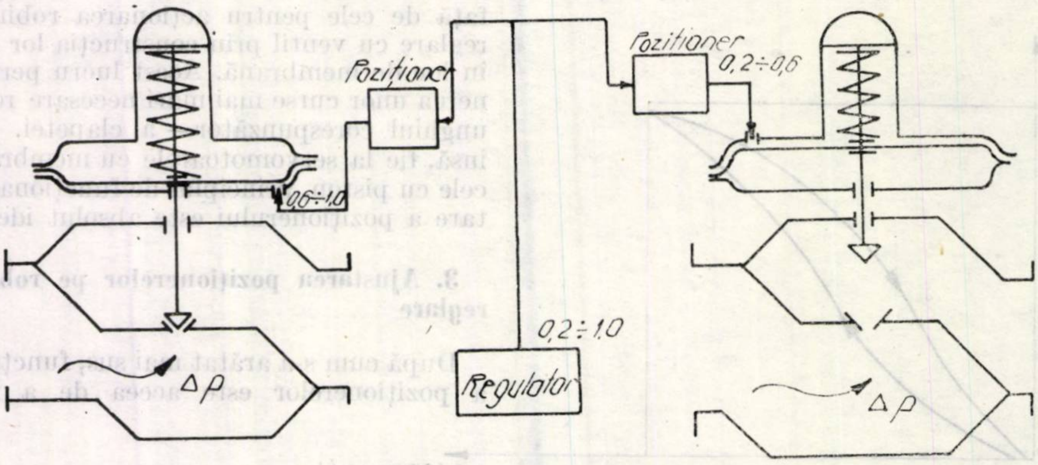


Fig. 5. Schema de funcţionare a poziţionerelor în „split-range"

celelalte. Astfel, cu ajutorul poziţionerelor, robinetele de reglare trebuie să facă faţă următoarelor situaţii:

a) *Domeniul de semnal unificat (0,2—1,0) să fie îngustat sau cum se mai spune „splitat"*; acest lucru presupune ca semnalul unui regulator (0,2—1) kgf/cm² sau (2—10)mA să fie folosit pe jumătate (0,2—0,6)kgf/cm², respectiv (2—6)mA de către un robinet de reglare, iar jumătatea cealaltă, (0,6—1,0)kgf/cm² respectiv (6—10)mA, să fie folosite de către alt robinet de reglare. Cu alte cuvinte, pentru prima jumătate a domeniului de semnal va fi sensibil un robinet, iar pentru cealaltă jumătate, va fi sensibil al doilea robinet. Un caz concret, îl reprezintă două robinete, unul normal închis, celălalt normal deschis, care funcţionează în sensuri opuse, conform figurii 5.

b) *Modificarea începutului domeniului de semnal care intră în servomotor.* Această situaţie se întîlneşte atunci cînd condiţiile tehnologice impun ca arcul servomotorului să fie capabil să facă faţă unei forţe mai mari decît cea iniţială. Sînt cazuri, cînd arcul trebuie pretensionat corespunzător presiunii de început al semnalului de 0,4 kgf/cm² întrucît „Δp"-ul din robinetul respectiv, dezvoltă o forţă în tijă, care nu poate fi anihilată decît de un arc pretensionat corespunzător semnalului de 0,4 kgf/cm². Exemplu;

Robinetul de reglare cu caracteristicile:

— diametru scaun = 50 mm;
— mărimea servomotorului de acţionare = 300;
— căderea de presiune pe robinet = 8 kgf/cm²;
— poziţia de siguranţă: normal închis.

nu poate să facă faţă căderii de presiune respective, decît dacă arcul servomotorului 300 se

zător semnalului de comandă egal cu 0,2kgf/cm², se obţine ca urmare a posibilităţii poziţionerului de a schimba începutul domeniului de semnal.

c) *Ajustarea servomotoarelor pneumatice pe robinetele de reglare este un caz frecvent întîlnit în funcţionarea poziţionerelor*; această situaţie apare atunci cînd un robinet de reglare cu o anumită cursă trebuie acţionat cu un servomotor cu cursa mai mare. Exemplu:

la robinetul de reglare cu caracteristicile:

— diametrul nominal — 150 mm;
— cursa robinetului — 45 mm;
— servomotor necesar — 450;
— cursa servomotorului — 55mm,

Poziţionerul va avea rolul de a aduce cursa servomotorului (55 mm) la cursa robinetului (45 mm) prin micşorarea semnalului maxim care intră în servomotor (în loc de 1,0 kgf/cm², se va obţine 0,7—0,8 kgf/cm²).

Pentru o înţelegere mai corectă a modului în care pozionerele „pot rezolva" situaţiile a, b, c, prezentate mai sus, vom arăta două din cele mai importante performanţe sau caracteristici tehnice ale poziţionerelor.

3.1. *Reglarea punctului „zero"*

Prin reglarea punctului „zero" se înţelege posibilitatea ca semnalul de ieşire din poziţioner să fie egal, mai mare, sau mai mic decît semnalul de comandă. Acest lucru este posibil întrucît resortul 2 (fig. 4) are, variabil, numărul de spire active, ceea ce face ca forţa cu care ventilul 5 deschide intrarea aerului în servomotor să fie variabilă şi deci valoarea acestui semnal să fie mai mare sau mai mică după cum

resortul 2 ridică mai mult sau mai puţin ventilul 5 de pe scaun. Variaţia numărului de spire active se face cu ajutorul piuliţei 11. Prin această performanţă, poziţionerul „rezolvă" situaţiile de schimbare a începutului de semnal (de la 0,2 la 0,4 kgf/cm²) arătate la punctul „b" precum şi de schimbare a sfîrşitului domeniului de semnal (de la 1,0 la 0,8, sau 0,7) arătate la punctul „c".

3.2. *Factorul de cursă*

Factorul de cursă se defineşte ca fiind :

$$U = \frac{X_2 - X_1}{W_2 - W_1}\left[\frac{\text{mm}}{\text{kgf/cm}^2}\right] \text{ sau } \left[\frac{\text{mm}}{\text{mA}}\right]$$

unde :

U — factorul de cursă ;
X_2 — cursa maximă a robinetului [mm] ;
X_1 — cursa minimă a robinetului [mm] ;
W_2 — semnalul de comandă maxim [kgf/cm²] ;
W_1 — semnalul de comandă minim [kgf/cm²] ;

Fiecare fabrică furnizoare prescrie în certificatele de calitate ale produselor valoarea acestui factor. Uzual, factorul de cursă are valori cuprinse între 25 şi 125 $\frac{\text{mm}}{\text{kgf/cm}^2}$ pentru poziţionerele pneumatice. Problema practică ce se pune aici este : dîndu-se un anumit robinet cu cursa maximă de X_2 mm, cursa minimă de X_1 mm, se poate comanda corect acest robinet cu semnalul de comandă max. W_2 = kgf/cm² şi semnalul de comandă minim W_1 = kgf/cm². Se introduc datele problemei în formulă şi dacă valoarea lui „U" este cuprinsă între limitele date de furnizor, există posibilitatea acţionării robinetului în condiţiile cerute.

Exemplul I

$X_2 = 35$ mm ;
$X_1 = 0$ mm ;
$W_2 = 1{,}0$ kgf/cm² ;
$W_1 = 0{,}2$ kgf/cm², rezultă :

$$U = \frac{35 - 0}{1 - 0{,}2} = 43{,}75 \frac{\text{mm}}{\text{kgf/cm}^2}$$

$25 < 43{,}75 < 125$ deci robinetul avînd cursa 35 mm, se poate acţiona cu un poziţioner care are comanda maximă 1 kgf/cm² şi cea minimă 0,2 kgf/cm².

Exemplul II

$X_2 = 25$ mm ;
$X_1 = 15$ mm ;
$W_2 = 0{,}6$ kgf/cm² ;
$W_1 = 0{,}2$ kgf/cm², rezultă :

$$U = \frac{25 - 15}{0{,}6 - 0{,}2} = \frac{10}{0{,}4} = 25 \frac{\text{mm}}{\text{kgf/cm}^2}$$

şi în acest caz robinetul poate fi acţionat însă, acesta reprezintă un caz limită. Acest caz este similar celui arătat la punctul „a" poziţionerul „rezolvînd" problema domeniului „split-range".

Exemplul III

$X_2 = 25$ mm ;
$X_1 = 15$ mm ;
$W_2 = 0{,}8$ kgf/cm² ;
$W_1 = 0{,}2$ kgf/cm², rezultă :

$$U = \frac{25 - 15}{0{,}8 - 0{,}2} = \frac{10}{0{,}6} = 16{,}7.$$

$16{,}7 < 25$ ceea ce înseamnă că robinetul nu poate fi acţionat în aceste condiţii.

CONCLUZII

1. Poziţionerul este un regulator ale cărui caracteristici asigură funcţionarea în bune condiţii a ansamblului servomotor SM — element de execuţie — EE din bucla de reglare automată.

2. Cazurile speciale privind funcţionarea elementelor de execuţie se rezolvă prin ajutorul poziţionerelor pe acestea.

3. Există anumite limite legate de performanţele poziţionerelor a căror depăşire împiedică buna funcţionare a elementelor de execuţie ; aceste cazuri trebuie binecunoscute şi evitate pe cît posibil în practică.

4. Ansamblul element de execuţie, servomotor, poziţioner trebuie privit ca un tot unitar, performanţele lui rezultînd din interdependenţa performanţelor elementelor componente.

BIBLIOGAFIE

[1] *Crăciunoiu, V., Ilie, C., Chiriac, A.* : Elemente de execuţie, Editura tehnică, 1970, Bucureşti.
[2] * * * Gulde Regelarmaturen KG, 1971.
[3] *Dumitrescu, Şt.* : Automatizarea instalaţiilor petroliere din rafinării, vol. I, Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, '67.
[4] *Dumitrescu, Şt., Terlişca, M., Marinoiu, V.* : Automatizarea instalaţiilor petroliere din rafinării, vol. II, Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1966.
[5] *Oppelt, W.* : Tehnica reglării automate, Bucureşti, Editura Tehnică, 1965.
[6] *Aronovici, V. V., Slobodchin, S. M.* : Armături de reglare şi de închidere, Bucureşti, Editura tehnică, 1955.
[7] *Shinskey, F. G.* : Practica sistemelor de reglare automată. Bucureşti, Editura tehnică, 1969.

Summary

The paper introduces the role and mode of action of the positioner in the automation loop of the control valve. The importance and adjusting method of the positioner are pointed out, concerning the reliable working of the automation loop.

Résumé

L'article présente le role et le mode de travail du positionneur dans la boucle d'automation du robinet de règlage. On met en évidence l'importance et la méthode d'ajustage du positionneur pour le bon fonctionnement de la boucle d'automation.

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt die Rolle und Arbeitsweise des Einstellers in die Automatisierungsschleife eines Regelventils dar. Die Wichtigkeit und die Art und Weise de sen Justierung werden hervorgehoben, damit ein möglichst guter Lauf des Ausführungselementes erzielt wird.

Резюме

Произведение излагает роль и образ функционирования положители в автоматизационной скобе одного катарракторного клапана. Выделяется его значительнсть и способ посадки для получения лучшего хода выпольнительного механизма.

CZ ; 66.002.5

Tendințe moderne în utilizarea materialelor metalice folosite la construcția utilajelor tehnologice pentru industria chimică

Ing. R. Slătineanu – C.C.P.T.F.

Ținînd seama, pe de o parte, de sporirea considerabilă a volumului construcției de aparate destinate liniilor tehnologice de producție chimică, iar pe de altă parte, de creșterea parametrilor funcționali impuși acestor aparate, datorită condițiilor de lucru extrem de variate și din ce în ce mai severe, a rezultat în mod implicit și o dezvoltare pe plan mondial a unor noi categorii de materiale metalice, în deosebi oțeluri, menite a satisface aceste cerințe.

Dacă pînă acum circa două decenii proiectanții de utilaj chimic puteau face față, în majoritatea cazurilor, cu cîteva mărci de oțeluri carbon și slab aliate, la care se adăoga un număr restrîns de oțeluri inoxidabile, astăzi situația s-a schimbat fundamental. Pornind de la premisa de bază care o constituie condițiile de lucru actuale ale utilajelor și anume :

— presiuni de regim de la vid inaintat pînă la circa 2 000 daN/cm² ;
— temperaturi de lucru între −160° C și +1 000°C ;
— fenomene și tipuri de coroziune foarte variate ;
— variația în timp a performanțelor de lucru,

premisă la care se adaogă și imperativele de reducere a greutății utilajelor în paralel cu sporirea durabilității lor, adică în concluzie, o mărire a fiabilității utilajelor, producătorii de materiale s-au văzut obligați a-și extinde cîmpul de cercetări în vederea lărgirii gamelor de oțeluri oferite constructorilor de utilaj chimic.

Făcînd doar o sumară trecere în revistă a unora din categoriile de materiale metalice din care este alcătuită paleta de mărci de oțel ce stă la dispoziția beneficiarilor, fără ca această enumerare să aibă pretenția a fi exhaustivă, se poate obține o imagine suficient de apropiată de amploarea problemei unei utilizări raționale a materialelor metalice în construcția de utilaj chimic.

Oțeluri sudabile cu limita de curgere ridicată și granulația fină

Tendința de a obține limite de curgere cît mai ridicate a avut drept consecință realizarea, în această categorie de oțeluri, a două grupe distincte : prima, la care valorile limitei de curgere (pînă la circa 50 kgf/mm²) se datoresc procedeului de elaborare și elementelor de aliere, oțelurile fiind utilizate în stare normalizată. Specific acestei grupe este o scădere a sensibilității la rupere fragilă, caracteristică evidențiată astăzi prin încercări de rupere la încovoiere prin șoc pe epruvete cu crestătură în „V". A doua grupă, la care valorile limitelor de curgere ridicate (peste 51 kgf/mm²) se datoresc în plus și unui tratament de îmbunătățire, stare în care se și utilizează oțelurile respective. Sub aspectul elementelor de aliere, trebuie precizat că acestea fiind lăsate la latitudinea producătorilor (conform SEW 089) și limitate de considerente metalurgice, folosirea la un același utilaj a unor materiale de aceeași marcă de bază, dar de proveniențe diferite, riscă să atragă serioase dificultăți în operațiile de sudare.

Este cazul a se face mențiune că la ora actuală se obțin asemenea oțeluri cu limite de curgere atingînd chiar 200 kgf/mm², acestea constituind o grupă așa numită de „oțeluri ultra superioare", admițîndu-se că din această grupă fac parte toate cele care au o limită de curgere mai mare de 70 kgf/mm² și care totuși reprezintă cazuri foarte izolate.

Se poate afirma că actualmente în Europa extinderea și tipizarea oțelurilor cu granulație fină se limitează, cu excelen e rezultate, la 47 kgf/mm² limită de curgere, utilizarea lor fiind posibilă cu caracteristici garantate de producători între −60°C și +400°C. În Japonia, însă, (de exemplu) cu zece ani în urmă se foloseau în mod curent la construcția recipientelor sub presiune, oțelurile de tip WEL-TEN 80, avînd limita de curgere de minimum 70 kgf/mm².

Sub aspectul standardizării, oțelurile cu granulație fină au căpătat girul standardelor în principalele țări industrializate, fiind acceptate și de organele de supraveghere, respectiv de codurile de construcție pentru aparate de tip recipient. La noi în țară categoria de oțeluri sudabile de înaltă rezistență, face obiectul STAS 9021-1975, rezultatele obținute pînă acum fiind excelente, ele urmînd a fi în curînd omologate și pentru construcția de recipiente, pe lîngă structurile sudate din domeniul construcțiilor metalice unde s-au introdus și impus.

Oțeluri tenace la temperaturi scăzute

Necesitatea diferitelor produse chimice avînd temperaturi de reacție negative, pe de o parte, iar pe de altă parte faptul că majoritatea utilajelor chimice lucrează în aer liber, motiv pentru care se cer garanții — la temperatura negativă cea mai severă — țării beneficiarului de instalație (pentru R.S.R. această temperatură este de −29°C), a dus în ultimul timp la o utilizare din ce în ce mai accentuată a oțelurilor specifice pentru temperaturi scăzute. Bine înțeles că în afara cîtorva mărci de oțeluri slab

aliate, care asigură această caracteristică (energia de rupere pe epruvete ISO-V sau chiar reziliența KCU), ca oțeluri specifice pentru temperaturi negative rămîn cele aliate cu nichel în diferite proporții. Tipice sînt oțelurile cu circa 3 % nichel (−120°C) cu 5 % Ni (−140°C) și nu 9 % Ni (−195°C), care în multe țări au intrat în lista oțelurilor tenace la rece standardizate (de ex. standarde franceze, RFG, etc.)

Totodată și oțelurile cu granulație fină, prin limitarea conținuturilor de sulf și fosfor, prezintă garanțiile de tenacitate necesare pînă la circa −50°C sau chiar −60°C cu condiția ca această doleanță să fie în prealabil specificată și simbolizată ca atare prin comandă. De asemenea, conform reglementărilor moderne (în RFG normativul AD-W.10), este permisă utilizarea majorității oțelurilor inoxidabile austenitice la temperaturi negative, pentru aceasta fiind suficientă garanția tenacității (reziliența) la 20°C. Totuși, și aici, trebuie făcută o distincție deoarece oțelurile inoxidabile austenitice de tip CrNi pot fi folosite pînă la temperatura de 196°C, sau chiar pînă la −271°C, funcție de gradul de solicitare, în timp ce la oțelurile austenitice CrNiMo aceste temperaturi de utilizare sînt limitate la −60°C, respectiv la −162°C.

Tot aici este locul a menționa că în cazul unor materiale specifice funcționării aparatului la temperaturi ridicate, dar cerîndu-se în mod suplimentar și garanții la temperaturi negative (cum este cazul opririi instalațiilor în timpul iernii) se va recurge la oțelurile specifice temperaturilor negative solicitîndu-se, sub formă de condiție suplimentară, garantarea limitei de curgere la cald pentru temperatura de utilizare. Astfel de garanții concomitente la temperaturi scăzute pînă la circa −60° și la cald pînă la circa 400°C, pot fi asigurate și de oțelurile cu granulație fină menționate anterior.

Oțeluri microaliate, fără perlită, călibile prin precipitare

În dorința de a se economisi cît mai multe elemente de aliere, deficitare în multe țări, marii producători de oțel au căutat în ultima vreme ca pe bază de procese de elaborare cît mai perfecționate și prin diferite microalieri, să obțină oțeluri cu performanțe cît mai ridicate ; astfel a apărut categoria de oțeluri practic lipsite de perlită, prin scăderea procentului de carbon în jur de circa 0,01 %, cu circa 1 % Mn, și microaliate cu Nb și/sau V în jur de 0,1 % fiecare. Prin aceasta s-a obținut atît o limită de curgere în jur de 60 kgf/mm², cît și o creștere substanțială a caracteristicilor de plasticitate prin scăderea temperaturii de tranziție, realizîndu-se reziliențe de ordinul a 10−12 kgfm/cm² la −65°C. La ora actuală în Suedia sînt puse la punct la scară industrială cîteva mărci de oțeluri QT (călite-revenite) cu limite de curgere depășind 70 kgf/mm² și cu tenacități de ordinul celor menționate mai sus. Dar încă nu se poate afirma că folosirea acestor oțeluri este generalizată, lăsînd însă să se întrevadă pentru viitorul apropiat o stabilitate calitativă a lor, atît datorită procedeelor de elaborare în curs de continuă perfecționare, cît și prin diverse microalieri, finisarea granulației, deformări termo-mecanice, etc.

Oțeluri inoxidabile și refractare

Categoria de oțeluri cu o mare varietate de mărci, grupate după tipul structural specific în oțeluri feritice, martensitice și austenitice, ele sînt destinate a răspunde celor mai diferite atacuri corozive, atît la temperatura ambiantă, sau pînă la 300−400°C (oțelurile inoxidabile) sau la temperaturi ridicate mergînd pînă la circa 1 000−1 200°C (oțelurile refractare).

Sînt considerate ca inoxidabile oțelurile cu cel puțin 12 % Cr element care poate ajunge la mărcile uzuale pînă la circa 20 %. Al doilea element de bază al acestor oțeluri, nichelul, variază la oțelurile inoxidabile austenitice între 8−17 %, iar molibdenul, atunci cînd figurează în marca respectivă, pînă la circa 3 %. La aceste elemente, la unele mărci se mai adaogă titan și niobiu ca stabilizatori și, în ultimul timp, azotul ca element de aliere (pînă la circa 0,20 %).

Oțelurile inoxidabile sînt destinate, după cum s-a mai spus, unei utilizări pînă la circa 400°C, temperatură peste care se folosesc oțelurile refractare, avînd conținuturile de elemente de aliere sensibil mai ridicate pentru asigurarea refractarității (rezistență la coroziune la cald) pînă la circa 1 200°C. Trebuie totuși menționat că la utilizări de durată, în anumite intervale de temperaturi ridicate, există pericolul de fragilizare la cald fie prin formarea așa-numitei faze Sigma (600−850°C), fie prin formarea unei granulații mari (peste 950°C) la mărcile Cr-Al. În general caracteristicile de rezistență ale oțelurilor inoxidabile și refractare sînt relativ scăzute, avînd însă o tenacitate satisfăcătoare și, ceea ce este mai important pentru domeniul utilajului chimic, o bună rezistență la coroziunea fisurantă sub tensiune. Această caracteristică este garantată practic pentru toate mărcile austenitice, atît pentru oțelurile în starea lor de livrare (austenitizată) cît și pentru oțelurile în stare sudată fără tratament termic ulterior.

Creșterea conținuturilor de Cr, Mo și Si favorizează însă formarea fazelor intermetalice fragile, ceea ce atrage după sine o neomogenitate și o instabilitate structurală a oțelului. Experimentări relativ recente în vederea sporirii caracteristicilor de rezistență ale oțelurilor Cr-Ni-Mo aliate cu azot, au dus la dezvoltarea unor noi mărci (circa 0,30 % azot, 4−8 % mangan și circa 0,20 % niobiu) acestea avînd

bine înţeles tot un conţinut foarte scăzut de carbon. S-au putut astfel obţine limite de curgere, garantabile pe table pînă la 50 mm grosime şi forjate sub 250 mm grosime, în jur de 50 kgf/mm².

Marii producători de oţeluri inoxidabile pun la dispoziţia beneficiarilor din ce în ce mai multe variante, fiecare din ele avînd cîte un anumit domeniu specific de folosinţă, cum este de exemplu cazul oţelului standardizat W.1.4435 căruia, pentru a-i asigura o rezistenţă sporită la coroziunea puternică a ureei, i s-au adus anumite îngrădiri în ce priveşte compoziţia chimică, obţinîndu-se prin aceasta, cît şi prin modificări în procesul de elaborare o creştere substanţială a rezistenţei la coroziune a acestui agent atît de agresiv. El este astăzi cunoscut sub denumirea de W.1.4435.2(4435 special 2) putînd fi livrat sub toate formele (table, ţevi, etc) necesare realizării utilajelor de sinteză pentru uree.

Pentru evitarea neajunsului specific oţelurilor ferito-austenitice care favorizează formarea feritei în zonele de influenţă termică a sudurilor, avînd în acelaşi timp şi o rezistenţă la coroziune intercristalină slabă, anumiţi producători au dezvoltat oţeluri cu conţinut redus de carbon, cu circa 22 % Cr, 3 % Mo, 5 % Ni şi microaliate cu azot, obţinîndu-se pe lîngă limite de curgere în jur de 45 kgf/mm² şi rezistenţe la tracţiune de 65—90 kgf/mm², şi eliminarea deficienţelor caracteristice oţelurilor ferito-austenitice menţionate mai sus. În acelaşi timp sînt asigurate şi remarcabile caracteristici de oboseală şi la uzură în condiţiile utilizării oţelurilor în medii puternic corozive.

Se pot cita numeroase asemenea exemple de oţeluri care ies din gama astăzi aşa-numită clasică a oţelurilor inoxidabile standardizate. Este util a face precizarea că la ora actuală, de exemplu în RFG, gama de oţeluri standardizate cuprinse în DIN 17440 este de 29 mărci din care 13 feritice şi martensitice şi 16 austenitice. La acestea se mai adaogă încă 20 mărci, altele decît cele de mai sus, cuprinse în SEW 400, ceea ce duce la un total de 49 mărci standard. Dacă la acestea mai adăugăm şi oţelurile refractare cuprinse în SEW 470, care însumează 5 mărci feritice, 7 austenitice şi una ferito-austenitică, rezultă un total de 62 mărci inoxidabile şi refractare standardizate, care stau la dispoziţia beneficiarilor. Este poate util a cita că prin revizuirea GOST 5632, în URSS numărul de mărci de oţeluri inoxidabile şi refractare standardizate, este tot în jur de 60.

Materiale speciale înalt aliate

Trebuie menţionat încă de la început că pentru această categorie de materiale se foloseşte adesea, încă în mod impropriu, denumirea de ,,oţeluri speciale'', cu toate că avînd practic peste 50 % elemente de aliere, acestea ies din categoria oţelurilor chiar a celor înalt aliate, făcînd în consecinţă parte din categoria aliajelor neferoase. Într-o asemenea situaţie este materialul W.1.4876 (cunoscut în practică sub denumirea de ,,Incoloy 800'' şi cuprins în SEW 470) care este un aliaj cu circa 32 % Ni şi 20 % Cr + Al + Ti, făcînd parte din materialele puternic refractare.

De asemenea, la limita dintre oţelurile înalt aliate şi aliajele neferoase, se situează marca cunoscută sub denumirea de ,,Uranus B6'' (firma Creusot-Loire din Franţa), astăzi fabricată şi în Suedia sub simbolurile UDH 904-L (firma UDDEHOLM) sau 2 RK 65 (firma SANDVIK). Materialul este specific pentru o foarte bună comportare împotriva coroziunii acidului sulfuric şi fosforic în cele mai severe condiţii de exploatare. Materialul respectiv a primit numărul de cod W.1.4539, avînd circa 20 % Cr, 25 % Ni, 4,5 % Mo, 1,5 % Cu şi un conţinut foarte scăzut de carbon.

Din aceeaşi categorie fac parte şi aliajele ,,MONEL 400'' (W.2.4360 conform DIN 17743) avînd circa 30 % Cu şi 70 % Ni şi aliajul ,,INCONEL 600'' (W.2.4816) avînd minimum 75 % Ni şi circa 1 % Cr, aliaj specific împotriva diferitelor tipuri de coroziuni ale acizilor organici şi anorganici. Aceste aliaje sînt actualmente folosite în mod curent îndeosebi sub formă de materiale de placare, ele devenind practic aliaje ,,clasice'' din paleta de materiale a constructorilor de utilaje chimice.

Bineînţeles că lista aşa-numitelor ,,materiale speciale'' este departe de a se încheia cu cele cîteva mărci menţionate mai sus, acestea constituind doar un exemplu în ce priveşte amploarea pe care a căpătat-o folosirea aliajelor neferoase pentru condiţii extrem de pretenţioase de coroziune.

Enumerarea categoriilor de materiale specifice construcţiei de utilaje destinate industriei chimice ar fi incompletă fără menţionarea cel puţin a grupei cunoscute sub denumirea de ,,*oţeluri înalt termo-rezistente*'' (grupate sub numere de cod din seria W.1.4900) şi care asigură, prin compoziţia chimică şi caracteristicile mecanice garantate, o bună utilizare de durată la temperaturi înalte. Acestea sînt oţeluri martensitice şi austenitice, cu peste 11 % Cr, avînd caracteristici de durată (limită tehnică de fluaj şi rezistenţă tehnică de durată) garantate pentru temperaturi de peste 550°C pînă la 800°C.

Condiţiile tehnice de livrare a acestor oţeluri sînt cuprinse în SEW 670, totalizînd un număr de 8 mărci (3 martensitice şi 5 austenitice), fiind obtenabile sub toate formele de produse plate, tubulare, bare şi forjate.

În sfîrşit, o ultimă grupă o constituie cea a ,,*oţelurilor rezistente la coroziunea hidrogenului sub presiune*'', adică a acelor oţeluri care dato-

rită unor elemente de aliere, prin formarea de carburi stabile, asigură o stabilitate împotriva decarburărilor datorate hidrogenului la temperaturi și presiuni ridicate. Aceste elemente de aliere specifice sînt Cr și Mo. Nivelul de aliere, deci alegerea mărcii în raport cu condițiile de lucru (temperatură și presiune) se face în practică după cunoscuta diagramă Nelson.

În final, poate că este util a menționa și tendința din ce în ce mai accentuată de a se folosi la construcția aparatelor de tip recipient *a tablelor placate*, avînd ca material de bază oțeluri carbon sau slab aliate cu bune caracteristici de rezistență, iar ca straturi de placare, diferite oțeluri sau aliaje neferoase corespunzătoare mediilor corozive în cauză. Avantajele folosirii materialelor placate se remarcă în deosebi în cazul recipientelor cu pereți groși, la care se pot folosi avantajos caracteristicile ridicate de rezistență ale metalului de bază, ceea ce duce la o scădere a greutății utilajului. În acest caz însă trebuie ținut seama și de dificultățile sporite în procesul de sudare, care implică folosirea de obicei a trei mărci diferite de electrozi : pentru metalul de bază, pentru metalul de placare și de obicei un alt electrod pentru stratul de trecere dintre cele două metale.

La ora actuală se folosesc din ce în ce mai frecvent, cu bune rezultate, metale placate la care stratul de placare se obține prin sudură de acoperire, cu electrod-bandă. Procedeul are avantajul, față de tablele placate prin laminare sau explozie, că permite o placare chiar a pieselor de forme geometrice mai complicate (funduri, flanșe, etc) după obținerea acestora în formă finală. Procedeele moderne de depunere prin sudare permit folosirea unor electrozi-bandă care actualmente merg pînă la 120 mm lățime, ceea ce poate spori în mod considerabil productivitatea acestei metode de placare.

* * *

În încheierea acestei scurte treceri în revistă, puse la dispoziția constructorilor de utilaje destinate instalațiilor chimice și petrochimice, apare necesară și o prezentare sintetică a stadiului actual din RSR privind aceste materiale, sub prisma reglementărilor cu caracter normativ în vigoare.

Prin anexa 6, la HCM 1213/1976 „Normativ privind produsele laminate și trase din oțeluri folosite la construcția utilajelor tehnologice nestandardizate din instalațiile pentru industria chimică și de prelucrare a țițeiului" se tipizează atît mărcile cît și dimensiunile de produse din oțeluri pentru destinația respectivă.

Astfel, sub aspectul calităților de oțel au fost selectate 30 mărci de fabricație curentă în RSR, însumînd practic toate mărcile de oțeluri (carbon și slab aliat specifice) standardizate. Ele sînt obtenabile sub forma principalelor tipuri de produse și anume table, țevi, piese forjate și bare pentru elemente de asamblare.

La acestea se adaogă o gamă de mărci de oțeluri și de aliaje speciale obtenabile la ora actuală din import, a căror asimilare în țară nu a fost încă făcută sau este în curs. În principal este vorba de mărci de oțeluri inoxidabile (10 mărci), oțeluri refractare (4 mărci), aliaje speciale (3 mărci), oțel cu granulație fină (1 marcă), oțel pentru vase emailate (1 marcă) oțel tenace pînă la minus 120° (1 marcă), oțeluri de bază pentru table placate (3 mărci), oțeluri aliate cu destinații precizate, în deosebi termo-rezistente (8 mărci) și în sfîrșit oțeluri livrabile după normele americane ASTM, specifice utilizărilor în petrochimie (2 mărci).

Nu este cazul a se intra în detaliu în cadrul prezentului articol asupra tipizării dimensionale făcute, însă se poate afirma că s-a căutat a se găsi soluția optimă între o tipizare prea accentuată (reducere de sorto-tipodimensiuni, aprovizionare simplificată, productivitate sporită la producătorul de metal, etc) și o varietate foarte mare a gamei tipodimensionale (reducerea greutății utilajelor, economie de metal, sporirea stocurilor supranormative la beneficiar, etc). Trebuie de asemenea atras atenția asupra faptului că normativul de tipizare susmenționat se încadrează complet în structura-cadru adoptată de siderurgia românească pe baza unui amplu studiu tehnico-statistic.

Tot pe această bază s-a procedat și la revizuirea și actualizarea, în ultimii doi ani, a principalelor standarde de oțeluri românești, acțiune încă în curs, urmînd a fi practic încheiată la finele anului 1977.

În sfîrșit, se menționează în încheiere și existența a două acte cu caracter normativ, actualmente în vigoare, precum și a unei lucrări elaborate de CCPTF în spiritul ultimelor directive și orientări de folosire cît mai rațională, economică și la un nivel maxim al posibilităților oferite a materialului metalic. Este vorba de :

— NID 5671-75/MICM-CIUTCPM „Bare din oțel pentru organe de asamblare folosite la temperaturi joase și ridicate".

— CTT-1/MICM-CIUTCPM „Condiții tehnice de livrare pentru table din import (CTT) destinate construcției de recipiente sub presiune supuse supravegherii tehnice. Partea I-a : Table din oțeluri înalt aliate".

— Lucrarea „Utilizarea rațională a materialelor metalice în construcția de utilaj chimic" cuprinzînd fișe complete de caracteristici tehnice pentru toate mărcile de oțel tipizate conform HCM 1213/anexa 6, pe lîngă o serie de capitole cu material tehnico-documentar privind simbolizarea și corespondența oțelurilor tabele sinoptice, diagrame, unități de măsură etc.

Summary

The principal classes of metals used nowadays in the construction of chemical equipment are briefly examined. Besides, the paper introduces a synthesis of the standars type regulations in Rumania, concerning these materials.

Résumé

On présents un aperçu général des différentes catégories de matériaux métalliques utilisés actuellement dans la construction des outillages destinés à l'industrie chimique. De plus, on présente une synthèse des réglementations à caractère normatif concernant ces matériaux en Roumanie.

Zusammenfassung

Es wird Überblick der Tendenzen des Einsatzes von metallischen Werkstoffen in dem Gebiet von Chemieanlagen gegeben. Es wird ein Überschau der rumänischen Normbestimmungen bezüglih dieser Werkstoffe dargestellt.

Резюме

Рассматриваются основные категории металлических материалов используемых в настоящее время в изготовлении оборудования для химической промышленности.

В заключении дается синтез правил нормативного характера в связи с данными материалами действующие в Румынии.

SUMAR ANUAL PE PROBLEME

Anul 28, 1976

PROBLEME DE TURNĂTORIE

Nr. pag.

Tripşa, I. : Tehnologii moderne în scopul reducerii noxelor în turnătorii 8/401

Sofroni, L., Constantinescu, A. : Influenţa granulaţiei bentonitelor asupra caracteristicilor amestecurilor de formare. 8/403

Chiricuţă, I., Rădoi, I., Vida, M. : Amestecuri cu rezistenţă ridicată în stare crudă destinate execuţării miezurilor de mare complexitate 8/408

Drăgoi, Fl., Ţigănilă Elena., Răzvan, C. : Procedeul de miezuire în cutii reci. Cercetări privind asimilarea procedeului COLD—BOX utilizînd lianţi indigeni. 8/412

Costea, Gh. : Contribuţii la realizarea tehnologiei de formare a inelelor cu ajutaje de la turbosuflanta motorului ALCO. 8/417

Artimon, G. : Consideraţii generale privind instalaţiile pentru turnarea la joasă presiune. 8/420

Artimon, C., Padar, P., Gheorghiu Claudia, Chiculiţă, I. : Experimentări realizate la Institutul de cercetări şi proiectări tehnologice pentru sectoare calde (ICPTSC) din Bucureşti cu instalaţia românească pentru turnare continuă orizontală a semifabricatelor din aliaje neferoase. 8/423

Nor, L., Axinte Elena : Obţinerea prin turnare centrifugală a bucşelor din fontă rezistente la uzură şi coroziune care se prelucrează prin aşchiere. 8/428

Cojocaru, V., Epurescu, C., Artimon, C. : Încercări experimentale pentru obţinerea prin turnare a bucşelor mari (Ø 100—250) din stelit grad 6. 8/432

Petrescu, V., Marincescu, M. : Căptuşeli refractare pentru cuptoarele cu inducţie destinate topirii aluminiului, a cuprului şi a aliajelor lor. 8/436

Bratu, C., Chira, I., Riposan, I., Savu, M. : Modul matematic pentru caracterizarea tendinţei de degajare a gazelor din amestecurile de formare. 8/442

PROBLEME ACTUALE ÎN DEFORMAREA PLASTICĂ A METALELOR

Drăgan, I., Boér, N. : Unele aspecte privind matriţarea la semicald. 10/493

Maniu, Al., Memet, G., Erlich, D., Mălăcea, M., Pop, V. : Posibilităţile şi particularităţile procesului de matriţare combinată ciocan-presă hidraulică. 10/496

Bălţatu, M. : Contribuţii la deformarea plastică prin întindere în scule profilate. 10/501

Dumitraş, C., Vişan, A. : Cu privire la proiectarea şi execuţia sculelor pentru deformarea la rece, în sistem modular. 10/504

Amza, Gh. : Cercetări privind netezirea şi durificarea superficială prin deformare plastică în cîmp ultrasonic. 10/510

Georgescu-Cocoş, St. : Studiu comparativ al bisulfurii de molibden (MoS) ca lubrifiant la deformarea plastică a metalelor. 10/513

Popescu, A. V. : Influenţa vitezei de deformare asupra structurii produselor extrudate din aliaje de aluminiu. 10/519

Atanasiu, N., Niţă, P., Hortopan, I. : Cercetări fractografice asupra aliajului Al—Cu—Mg deformat plastic în cîmp ultrasonic. 10/523

CERCETĂRI ÎN DOMENIUL TRATAMENTELOR TERMICE

Pantea, V. : Preocupări pentru introducerea progresului tehnic în domeniul tratamentelor termice. 1 /1

Dulămiţă, T., Pantea, V., Drugă, L., Gurgu, O. : Unele preocupări privind reducerea consumului de energie la tratamentele termice. 1/ 2

Geru N., Dulămiţă, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Iliescu, P., Opriş, C., Grosu, R. : Posibilităţi de reducere a consumului de energie la tratamentul termic preliminar şi final al sculelor din oţeluri rapide. 1/ 5

Baicu Stefania : Unele aspecte privind tratamentul termic al oţelurilor maraging cu 18% Ni. 1/11

Vasiloiu, A., Săvescu, A., Filip, I. : Tratamentul sub zero al oţelului 90MoVC18. 1/19

Diaconu, D., Crişan, H., Georgescu, Cocoş, St., Nogea, V., Solacolu, M. : Cu privire la tratamentul termic al oţelurilor de matriţe folosite la matriţarea de precizie. 1/25

Morait, R., Avram Maria : Realizări în întreprinderea „Semănătoarea" privind prelucrabilitatea prin aşchiere a pieselor turnate din fontă maleabilă. 1/30

Stoian, L. : Contribuţii privind influenţa ecruisării şi a tratamentului termic asupra rezistenţei la rupere şi asupra limitei de curgere a bimetalelor. 1/36

Pantea, V., Radu, A., Ionescu, G., Crişan, H., Drugă, L. : Consideraţii asupra durificării superficiale a corpurilor de matriţe mari din fontă cu grafit nodular. 1/42

Gurgu, O., Vasile, T., Evghenide, C. : Studiul termogravimetric al carbonitrurării unor oţeluri slab aliate. 1/45

Niţă, D. : Nitrurarea cu descărcări electrice în gaze, un nou procedeu de durificare superficială. 1/50

Niță, D., Popescu, M. : Nitrurarea gazoasă în trepte a oțelurilor aliate de îmbunătățire pentru roți dințate de mașini-unelte. 1/54

PRELUCRAREA METALELOR PRIN AȘCHIERE

Coman, Gh. : Contribuții la creșterea preciziei prelucrării mecanice prin rectificare, a elementelor de rulmenți. 2/65

Gladcov, P. : Considerații privind indicatorii de apreciere a capacității de așchiere a sculelor așchietoare. 2/68

Tache, V., Popescu, I., Karalis, Șt., Scurtu, V. : Dispozitive modulare pentru fixarea sculelor pe strunguri normale. 2/72

Dorin, Al. : Determinarea rapidă a durabilității sculelor așchietoare. 2/76

Rusu, Șt. : Asupra valorii forței dinamice de așchiere la strunjirea cilindrică. 2/80

Dorin, Al., Drăgănescu, Fl., Zgură, Gh. : Determinarea expresiei rugozității în cazul strunjirii longitudinale. 2/84

Vlase, A. : Influența fenomenelor termice asupra prelucrabilității oțelurilor inoxidabile. 2/87

Gladcov, P. : Cercetări experimentale privind asimilarea unui sistem de răcire cu jet de ceață a procesului de așchiere. 2/90

Coman, Gh., Badea, V. : Temperatura din zona de așchiere, factor restrictiv pentru intensificarea regimurilor de lucru la rectificare. 2/93

Calea, Gh. : Metodă nouă pentru optimizarea cuțitelor-roată cu dinți drepți 2/100

Palffy, C. : Calculul numeric al muchiei așchietoare a cuțitelor-roată cu dinți înclinați cu ajutorul calculatoarelor electronice 2/105
Partea I : cuțite-roată tip Sykes
Partea a II-a : cuțite-roată tip Fellows.

Elekeș, C. : Metodă grafoanalitică de eliminare a interferenței radiale la danturarea inferioară. 2/114

ANGRENAJE

Elekeș, C. : Considerații cu privire la reversibilitatea sistemelor de determinare a danturilor cilindrice drepte. 6/301

Bocian, I., Miloiu, G. : Metode de calcul al lungimii peste dinți la roțile dințate cu profil de referință arc de cerc. 6/313
Partea I : Metodă practică.
Partea a II-a : Metodă generală.

Vlasie, Val., Vogel, W. : Contribuții la calculul roților dințate prelucrate cu scule cu protuberanță. 6/322

Gladcov, P. : Relație generalizată pentru calculul grosimii dinților roților dințate evolventice cu flancuri rectilinii. 6/327

Raicu, A. : Sinteza cinematică a mecanismelor cu came diferite și montate în paralel. 6/331

Moraru, V. : Precizia cinematică a lanțurilor cinematice de rulare. 6/334

Moraru, V., Panait, Gh., Stroescu, Al.: Cinematica generării danturii evolventice pe curbe de bază necirculare. 6/339

Oprea, I. : Contribuție la demonstrația legii fundamentale a angrenării . 6/344

PROBLEME DE TRIBOLOGIE

Manea, Gh. : Tribologia — domeniu de cercetare științifică de importanță deosebită. 12/581

Beschia, R. : Tipuri de frecare întîlnite în tehnică. 12/584

Iliuc, I. : Eficiența metodelor pentru determinarea proprietăților de antiuzură și antigripaj ale lubrifianților. 12/589

Grigoriu, Th.: Folosirea lubrifianților de răcire și ungere în prelucrarea metalelor prin așchiere. 12/595

Pavelescu, D. : Calculul statistic al uzurii, durabilității și fiabilității unor cuple de frecare segment-cilindru. 12/603

Goos, W. : Criterii noi utilizate în aprecierea calității uleiurilor aditive de turbină. 12/610

Petre, I., Ilisei, M. : Considerații privind uleiurile și ungerea la motoare de nave marine. 12/617

Sălăjan, C., Pereș, Gh., Vulpe, V. : Contribuții la cercetarea teoretică și experimentală privind sistemul de ungere a motoarelor de autovehicule. 12/623

FIABILITATEA ÎN CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

Crișan, I. : Sensuri contemporane ale noțiunii de calitate. 9/449

Dumitrescu Doina : Conducerea activității de fiabilitate în întreprinderile constructoare de mașini. 9/451

Moțoiu, R. : Aspecte ale folosirii distribuției Weibull în analiza duratei de viață a sistemelor tehnice. 9/455

Wiener, Ul., Gherguș, N., Danciu, C., Teodoreanu Mirela : Contribuții la perfecționarea prin cercetări de fiabilitate a aparatelor de măsură și control. 9/457

Nicolescu Doina : Organizarea în întreprinderea ,,Tractorul'' a activității de îmbunătățire a calității prin ridicarea fiabilității produselor. 9/42

Petrov, V., Nagy P. : Eficiența analizei stabilității dinamice a caracteristicilor tehnice în procesul de îmbunătățire a fiabilității unui produs. 9/466

Donea, C., Crăsneanu, A., Bizdună, I., Moțoiu, R., Ghiță Maria, Burdubuș, Fl. : Aspecte privind determinarea indicatorilor de fiabilitate pentru locomotiva electrică 060—EA de 5100 kW. 9/471

Ionescu, A., Paraschiv, I., Tărcolea, C. : Rezerva de precizie — un factor determinant al valorilor indicatorilor fiabilității tehnologice la mașinile-unelte.

Dorin, Al. : Aspecte privind încercările accelerate la fiabilitate ale mașinilor unelte. 9/479

Ionescu, A., Paraschiv, I., Paraschiv, V., Drimer, D., Țărcolea, C., Paris, A., Dimitrescu, D. : Metodă de stabilire a criteriului de calcul al fiabilității tehnologice la mașinile-unelte. 9/485

Nicolescu Doina : Considerații privind aplicarea calculului de fiabilitate la tractoare. 9/487

Demian, Tr., Banu, Val., Kostrakievici, S., Grecu, E. : Stand pentru încercarea la fiabilitate a balanțelor semiautomate. 9/490

STUDII ȘI CERCETĂRI ÎN TERMOENERGETICĂ

Andreescu, D. : Metodă de calcul al traiectoriilor picăturilor într-un curent de abur umed cu aplicații la separatoarele de umiditate. 11/537

Nahlik, A. : Determinarea frecvențelor proprii de vibrație axială a discurilor de turbini cu ajutorul similitudinii mecanice. 11/543

Nahlik, A. : Calculul turațiilor critice ale rotorilor mașinilor energetice 11/546

Neaga, C. : Distribuția temperaturii în pereții membrană ai sistemului vaporizator 11/551

Neaga, C. : Calculul termic al preîncălzitoarelor recuperative de aer 11/557

PROBLEME DE HIDROENERGETICĂ

Negrea, B., Voștinariu, A. : Probleme privind proiectarea și montajul capetelor de distribuție de la turbinele hidraulice de tip Kaplan 11/561

Negrea, S. : Metodă de centrare a lagărelor cu cuzineți din cauciuc de la turbinele hidraulice verticale 11/567

Gheorghiță, L. : Considerații privind adoptarea sarcinii de aspirație la grupuri reversibile de tip bulb îni perspectivă 11/569

Roșu, G. : Optmizarea batardourilor sudate cu sistem de rezistență longitudinal 11/575

UTILAJ MINIER

Koşa, St., Berces, I.: Încercarea turbinelor pneumatice ale ventilatoarelor axiale de mină. 7/349

Berces, I., Koşa, St.: Determinarea în tunel aerodinamic a caracteristicilor unui profil aerodinamic, dezvoltat pentru ventilatoare axiale de mină. 7/353

Constantinescu, I., Czibula, R.: Studiul caracteristicilor energetice ale perforatoarelor pneumatice percutante. 7/356

Constantinescu, I., Czibula, R.: Contribuţii la determinarea legii de mişcare a pistonului liber la un perforator pneumatic percutant. 7/361

Barth, L.: Determinarea eforturilor unitare reale în axul unei maşini de extracţie. 7/377

Velicsek, Stw., Varga, I., Benedek, St.: Suspensii pe bază de elastomeri pentru vehicule miniere. 7/380

Beschia, R.: Consideraţii asupra uzurii transportoarelor cu bandă.

Partea I: Studiu calitativ. 7/386

Partea a II-a: Studiu cantitativ.

CERCETĂRI ÎN DOMENIUL AUTOVEHICULELOR ŞI TRACTOARELOR

Oprea, V.: Studiu matricial al dinamicii rigidului în mişcare de rotaţie sprijinit de două reazeme, aplicat la maşinile de echilibrat. 4/181

Grovu, M., Savin, Gh.: Oscilator electromecanic de relaxare. 4/187

Rău, I., Kraus, D.: Influenţa utilizării mecanismului pentru echilibrarea forţelor de inerţie de ordinul II, asupra nivelului vibraţiilor produse de motorul cu patru cilindri în linie. 4/189

Ciobanu, M.: Contribuţii la determinarea experimentală a momentelor de inerţie mecanice la corpurile asimetrice (cu aplicaţii la motoarele de autovehicule). 4/198

Stanciu, I., Grosu, R.: Calculul cantităţii de căldură dezvoltate la cuplarea ambreiajelor transmisiei hidromecanice cu schimbare sub sarcină. 4/198

Nechita, I.: Contribuţii la calculul cuplului de frînare al frînelor cu curenţi turbionari. 4/202

Tofan, M. C., Petrescu, N., Grovu, M.: Model matematic pentru sistemul tractor-plug. 4/208

Petrescu, N., Tofan, M. C.: Cercetări în vederea elaborării unei familii de transmisii tipizate. 4/213

Nemţan, I., Ven, St.: Alegerea convertizoarelor şi etajarea cutiilor de viteză pentru tractoare industriale. 4/216

Vătăşan, Al.: Contribuţie privind criteriile tipizării elementelor de cuplare din transmisia tractoarelor. 4/225

Togănel, G.: Trolii cu acţionare hidrostatică. 4/228

Ioanid, C.: Studii şi cercetări în vederea realizării unor axe directoare pentru semiremorci de mare tonaj. 4/232

Petrescu, N., Tofan, M. C., Grovu, M.: Studiul mecanismului pentru încărcătoarele frontale. 4/234

UTILAJE PENTRU AGRICULTURĂ ŞI DOMENII CONEXE

Abrihan, T.: Realizări şi perspective în activitatea de cercetare şi proiectare de maşini, utilaje şi instalaţii pentru agricultură şi domeniile conexe. 5/241

Babiciu, I., Moroşanu, V.: Contribuţii la construcţia plugurilor cu lăţime mare de lucru. 5/245

Petrescu, Al., Boboş, I.,: Noi procedee tehnologice în fabricaţia organelor active de la maşinile agricole de prelucrat solul. 5/255

Vasiliu, D., Cimpoiaş, I.: Studii, cercetări şi rezultate privind realizarea combinei autopropulsate pentru recoltat cereale păioase pe terenuri în pante, CP 12. 5/263

Solomon, C., Popescu, Fl., Ereazu, St.: Preocupări în domeniul combinelor autopropulsate de recoltat porumb în ştiuleţi depănuşaţi. 5/272

Constantinescu, Eug.: Deplasarea fusului în cuzinet în condiţiile frecării mixte în articulaţiile mecanismelor, în construcţia de maşini agricole. 5/276

Segărceanu, M., Căsăndroiu, T., Chiriac, R. F: Consideraţii asupra eficienţei utilizării energiei la presarea paielor şi finului. 5/284

PROBLEME ACTUALE ÎN MECANICA FINĂ

Demian, Tr., Tudor, D.: Asupra deplasării angrenajelor în mecanica fină. 3/125

Krause, W., Rösner, H.: Utilizarea mecanismelor cu curele dinţate. 3/128

Spineanu, U., Spineanu Gabriela: Valoarea informaţională a mecanismelor mecanice de măsurare comparatoare. 3/132

Ionescu-Muscel Silvia: Aspecte ale proiectării regulatoarelor de viteză cu oscilaţie proprie, libere. 3/136

Popescu, I: Metodă analitică de analiză cinematică a mecanismelor plane. 3/141

Andersen, B. W., Banu, V.: Metode pentru determinarea rapidă a debitului masic de aer, prin rezistenţe pneumatice 3/147

Popescu, O.: Metodă de măsurare, prin comparare a calelor plan-paralele. 3/151

Udrea, C., Doboş, F. F., Rădulescu Doiniţa: Automat pentru sortat bile din plastic. 3/155

Demian, Tr., Micu, C., Banu, V., Cucu, Fl.: Asupra fiabilităţii indicatoarelor „Rockwell". 3/159

Calea, Gh., Amza, Gh., Malache, V., Mircescu, L.: Executarea cuţitelor-roată cu dantură înclinată la Întreprinderea de mecanică fină din Bucureşti. 3/163

Antonescu Simona, Ferrario Gabriela: Realizarea scărilor utilizate în sistemul de citire incremental prin fotogravare 3/167

MATERIALE DOCUMENTARE

* * * Prelucrarea automată a datelor. Algebra Boole şi circuitele logice (VII). 3/169

Nistor Erica: Roboţii industriali. 3/174

Raicu, V., Schor, Vl.,: Studiu şi metodică de calcul a parametrilor cinematici şi constructivi optimizaţi ai frezelor agricole. 5/289

Grozewski, St.: Realizările şi perspectivele dezvoltării industriei constructoare de maşini din Polonia. 5/289

Berinde, V., Ziman, Gh.: Contribuţii la elaborarea unor modele matematice pentru prognoza activităţii de cercetare într-o ramură industrială. 7/395

Dumitraş, C., Militaru, C.: Contribuţii privind realizarea din elemente modulare a ştanţelor şi matriţelor pentru deformarea plastică la rece. 10/528

Badea, S.: Maşina de torsiune la cald tip SKODA 10/530

* * * Laminare transversală cu scule plane în formă de pană 10/533

* * * Fabricarea axelor, arborilor şi bucşelor prin rulare 10/534

RECENZII

Vasilescu, C. A.: Karl Zinner — Supraalimentarea motoarelor cu ardere internă 12/627

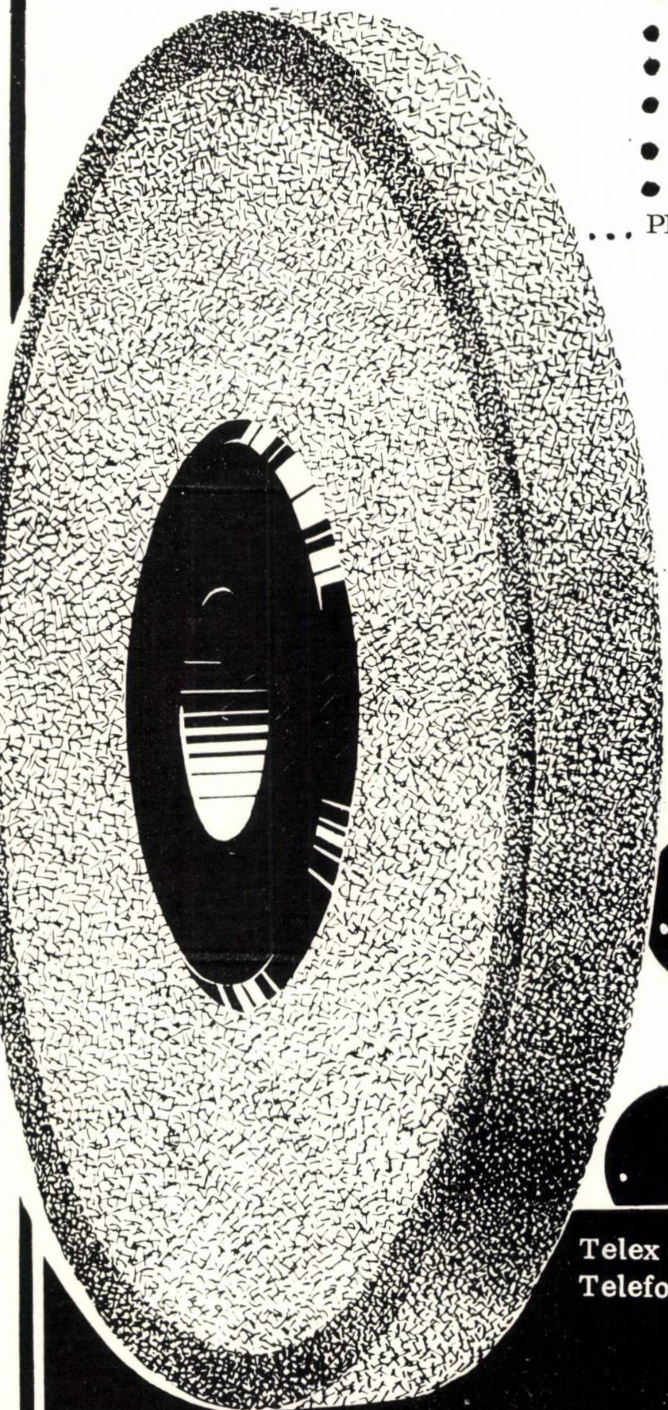
Vasilescu, C. A.: Darabont, A., Văiteanu, D. — Combaterea poluării sonore şi a vibraţiilor 12/628

MANIFESTĂRI TEHNICO-ŞTIINŢIFICE

Demian, Tr.: Conferinţa europeană de mecanică fină 12/627

TÎRGURI ŞI EXPOZIŢII

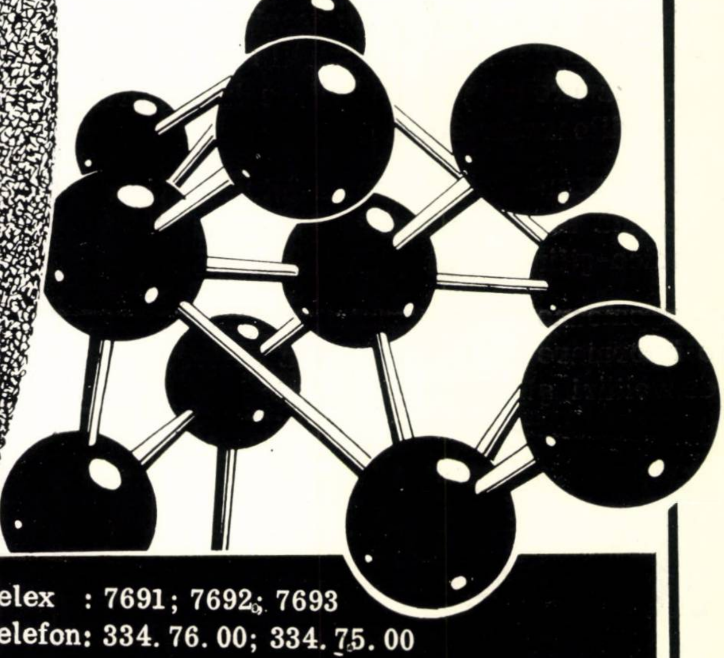
Cele mai rapide soluţii în problema rectificării precise a oţelurilor călite



- oţeluri înalte aliate;
- oţeluri pentru scule;
- oţeluri pentru scule aşchietoare rapide;
- oţeluri pentru rulmenţi;
- alte oţeluri călite

... PRIN FOLOSIREA SCULELOR DE ELBOR

Elborul are duritatea şi proprietăţile de prelucrare ale diamantelor sintetice şi o stabilitate termică de două ori mai mare decît ele. In plus, spre deosebire de ele, este neutru faţă de fier. Pentru orice informaţii privind folosirea elborului, adresaţi-vă singurului exportator:



Telex : 7691; 7692; 7693
Telefon: 334. 76. 00; 334. 75. 00

STANKOIMPORT
MOSKVA · SSSR

V/O STANKOIMPORT 34/79, str. Obrucev
117839, Moscova, V-342, URSS

PUBLICOM

TÎRGUL DE LA LEIPZIG

REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

13.-20. 3. 1977

Pentru experţii din toată lumea, punctul de atracţie îl constituie ramura construcţiilor de maşini grele, care - împreună cu industriile perifericecreează premisa orientării, a informării şi a viitoarelor decizii.

Firme renumite din lumea întreagă prezintă nivelul actual al progresului tehnico-ştiinţific pe plan internaţional.

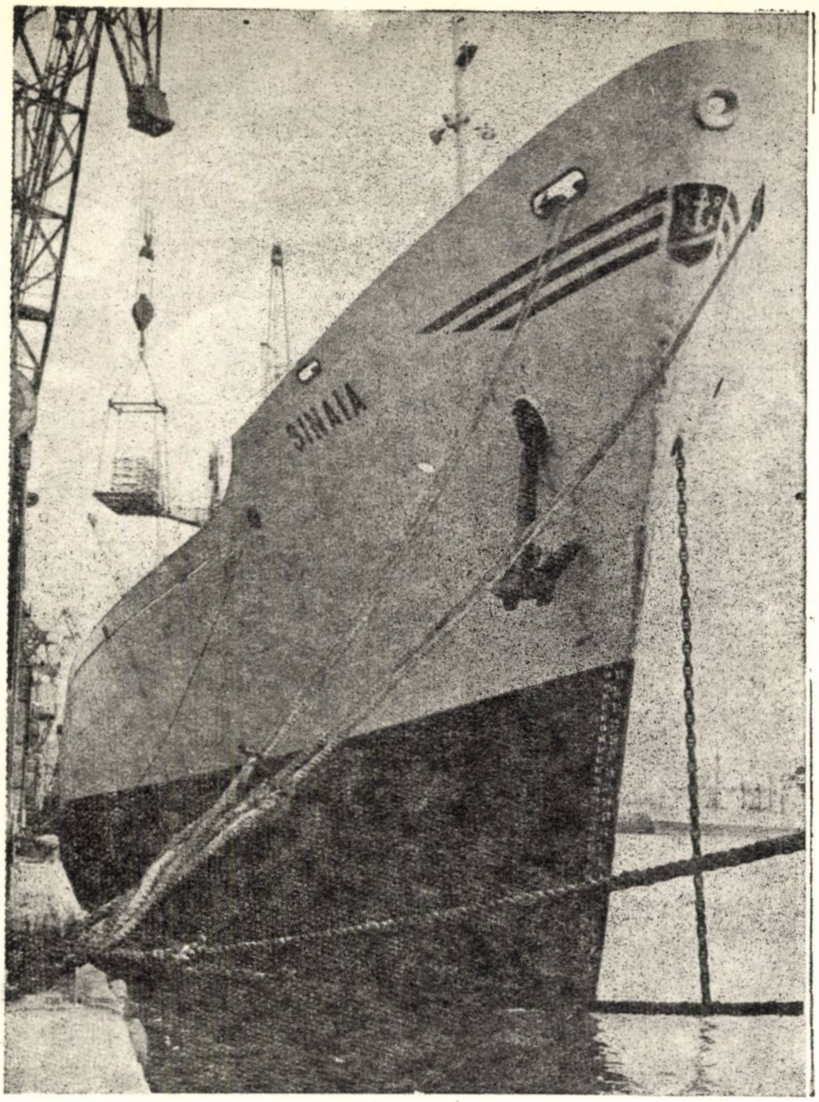
Simpozioane şi conferinţe asigură o informare completă asupra noilor dezvoltări şi soluţii tehnologice.

Informaţii privind transportul şi procurarea permiselor de intrare la tîrg - individuale, precum şi în grup-puteţi obţine prin O. N. T. "Carpaţi" sau prin Agenţia comercială de pe lîngă Ambasada R. D. G. din România, Calea Dorobanţilor nr. 14, Bucureşti.

Publicom

ABONATI-VA LA REVISTA

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI



Beginning with 1977

UZINEXPORTIMPORT - ROMANIA

SOLE agent for

CENTRANAV - GALATI

OFFERS under **advantageous terms** NEW **types of ships:**

* 55,000 dwt bulk - carrier ;
* 18,000 dwt gearlees bulk - carrier ;
* 15,000 dwt multi-purpose vessel ;
* 8,250 dwt general cargo container ;
* 6,100 - 8,700 dwt with heavy cargo lift equipment ;
* 2,400 dwt general cargo and container vessel ;
* tugs and barges of all types for the Danube-Rhine river cargo.

Exports: Power Plants Cement Factories Machine Building Works Iron and Steel Plants Food Industries Plants Ships

UZINEXPORTIMPORT ROMANIA

uzinexportimport

FOREIGN TRADE COMPANY - BUCHAREST, ROMANIA

133, Calea Victoriei Telephone: 50.25.35. POB: 2993 Telex: 11-214

Branch Office in GALATI : 105, Republicii Blvd. Telephone: 13.639

1977 JUN 4 7

E 32279

R

CONSTRUCTIA DE MAŞINI

2–3

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI • BUCUREŞTI • ANUL XXIX • nr. 2—3 • FEBR—MARTIE 1977

Institutul de cercetări si proiectări tehnologice pentru industria construcţiilor de maşini

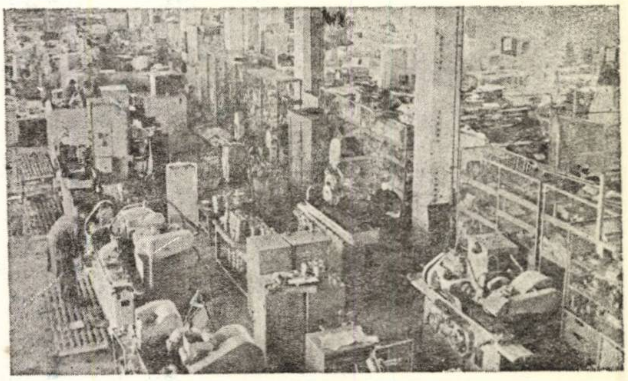
Şos. Olteniţei 105, sector 5, Bucureşti
telefon : 83 21 70 —— telex : 11 798

ACTIVITATI

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

ICPTCM

Vedere parţială din baza de execuţie
Sectorul prelucrări mecanice



Laboratorul de organe de maşini

Laboratorul de acţionări hidraulice

PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

- **Prelucrări** mecanice prin aşchiere
- Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale (electroeroziune, electrochimie, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanţare şi deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice şi vopsire
- Montaj mecanizat şi automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acţionări hidraulice şi pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboţi etc.
- **Organe** de maşini de uz general (**angrenaje**, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibraţii)
- **Organizarea** proceselor de fabricaţie în **atelierele** de prelucrări şi montaj
- **Codificarea** informaţiilor pentru prelucrarea automată a datelor
- **Balanţarea** capacităţilor de producţie
- **Planificare**, programare, urmărire a **producţiei**
- **Tehnologii** tipizate şi normative de timp

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI

EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI

ANUL XXIX, Nr. 2–3, FEBRUARIE–MARTIE 1977

CUPRINS

TEHNOLOGII NECONVENŢIONALE DE PRELUCRARE A METALELOR

ROMAN, I. : **Tehnologiile neconvenţionale în prezent şi perspectiva dezvoltării lor în viitor.** 69

1. *Prelucrarea electrochimică*

GOGOAŞĂ, I., POPA, E., SIMION, F. P. : **Dependenţa proiectării procesului tehnologic de prelucrare electrochimică, de caracteristicile şi performanţele maşinii.** 78

ILIESCU, C-TIN : **Contribuţii privind tehnica şi tehnologia de aplicare a procedeului de debavurare şi rotunjire electrochimică a muchiilor.** 85

NANU, A., FALNIŢĂ, E., MIRICĂ, M. : **Influenţe ale electrolitului la pasivizarea anodică a carburilor de wolfram pentru prelucrarea prin eroziune electrochimică.** 89

FALNIŢĂ, E. : **Stadiul actual, performanţele şi perspectivele prelucrării prin eroziune electrochimică cu depasivare abrazivă.** 96

NĂSTASE, D., BERLEA, T. : **Contribuţii la cercetările privind utilizarea fenomenului de pasivizare anodică în prelucrarea electrochimică a metalelor.** 100

MINCĂ, M. : **Înlăturarea pasivizării anodului la prelucrarea electrochimică.**

POPA, E., SIMION, F. P. : **Prelucrarea electrochimică a metalelor. Aspecte ale procesului tehnologic de prelucrare electrochimică.** 105

RISTEA IOLANDA : **Unele aspecte privind tehnologia de finisare electrochimică în construcţia de maşini.** 113

2. *Prelucrarea prin electroeroziune*

NANU, D. : **Consideraţii asupra funcţiilor sistemului de lichid dielectric al maşinilor de prelucrare dimensională prin eroziune electrică.** 118

KÖNIG-GEORGESCU, LIANA, DIMITRIU, N. : **Tehnologii de fabricare a electrozilor pentru electroeroziune.** 121

ŞONTEA, S., DRĂGAN, GH., DIMITRIU, N. : **Consideraţii cu privire la calitatea tehnico-economică a electrozilor folosiţi la prelucrarea prin electroeroziune.** 126

ŞONTEA, S., MANGRA, M. : **Studii asupra suprafeţelor obţinute prin prelucrări electroerozive.** 131

3. *Prelucrarea cu ultrasunete.*

DRIMER, D., AMZA, GH. : **Cercetări privind prelucrarea suprafeţelor materialelor metalice cu ajutorul energiei ultrasonice.** 135

ATANASIU, N., AMZA, GH., RADU, C. : **Calculul şi proiectarea profilului optim al concentratoarelor ultrasonice.** 137

ATANASIU, N., IVAN, A. : **Mărirea productivităţii prelucrării cu ultrasunete în condiţii de suprapresiune în spaţiul de lucru.** 143

4. *Prelucrarea cu laser*

GEOGLOMAN RODICA, ROMAK, C. : **Utilizarea laserului în prelucrarea materialelor.** 148

* * * **TÎRGURI ŞI EXPOZIŢII** 157

* * * **SUMAR ANUAL PE AUTORI** 159

Revista apare sub îndrumarea:

Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări pentru construcţiile de maşini.

Redactor: ŞERBAN TEODORESCU
Consultant ştiinţific: ing. GOGOAŞĂ ION

SUMAR

CZ: 621.7.01
Roman, I.: **Tehnologiile neconvenţionale în prezent şi perspectiva dezvoltării lor în viitor.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 69–77

CZ: 621.7/9 : 621.9.047
Gogoaşă, I., Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul: **Dependenţa proiectării procesului tehnologic de prelucrare electrochimică, de caracteristicile şi performanţele maşinii.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 78–85

CZ: 621.747 : 621.9.047
Iliescu Constantin: **Contribuţii privind tehnica şi tehnologia de aplicare a procedeului de debavurare şi rotunjire electrochimică a muchiilor.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 85–88

CZ: 621.9.047.7 : 621.9.048.4 : 669.27/.29
Nanu, A., Falniţă, E., Mirică, N.: **Influenţe ale electrolitului la pasivizarea anodică a carburilor de wolfram pentru prelucrarea prin eroziune electrochimică.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 89–91

CZ: 621.9.048.4
Eugen Falniţă: **Stadiul actual, performanţele şi perspectivele prelucrării prin eroziune electrochimică cu depasivare abrazivă.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 91–96

CZ: 621.9.047
Năstase, D., Toader Berlea: **Contribuţii la cercetările privind utilizarea fenomenului de pasivizare anodică în prelucrarea electrochimică a metalelor.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3. p. 96–100

CZ: 621.9.047
Mincă, M.: **Înlăturarea pasivizării anodului la prelucrarea electrochimică.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 100–104

CZ: 621.9.047
Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul: **Prelucrarea electrochimică a metalelor. Aspecte ale procesului tehnologic de prelucrare electrochimică.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 105–113

CZ: 621.9.047
Ristea Iolanda: **Unele aspecte privind tehnologia de finisare electrochimică în construcţia de maşini.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 113–117

CZ: 621.9.048.4
Dan Nanu: **Consideraţii asupra funcţiilor sistemului de lichid dielectric al maşinilor de prelucrare dimensională prin eroziune electrică.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 118–121

CZ: 621.9.048.4
König-Georgescu Liana, Dimitriu Nicolae: **Tehnologii de fabricare a electrozilor pentru electroeroziune.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 121–125

CZ: 621.9.048.004
Şontea Sever, Drăgan Gh., Dimitriu, Nic.: **Consideraţii cu privire la calitatea tehnico-economică a electrozilor folosiţi la prelucrarea prin electroeroziune.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 126–130

CZ: 621.9.048.4.001.2
Şontea Sever, Mangra Mihai: **Studii asupra suprafeţelor obţinute prin prelucrări electroerozive.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 131–134

CZ: 621.9.048.6.001.5
Dolphi Drimer, Gheorghe Amza: **Cercetări privind prelucrarea suprafeţelor materialelor metalice cu ajutorul energiei ultrasonice.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 135–137

CZ: 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Amza, Gh., Radu, C.: **Calculul şi proiectarea profilului optim al concentratoarelor ultrasonice.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 137–142

CZ: 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Ivan, A.: **Mărirea productivităţii prelucrării cu ultrasunete în condiţii de suprapresiune în spaţiul de lucru.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 143–148

CZ: 621.791.927
Geogloman Rodica, Romak, C.: **Utilizarea laserului în prelucrarea materialelor.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 148–157

Revista „CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30; sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista „Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: 8 lei.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23–25, c. 7095

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1977, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/8755/1976.

41.042

CONTENTS

DC : 621.7.01
Roman, I. : **Unconventional technologies in present and prospects of their development in future.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 69–77

DC : 621.7/9 : 621.9.047
Gogoaşă, I., Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul : **Design dependency of the electrochemical processing technology on machine characteristics and performances.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 78–85

DC : 621.747 : 621.9.047
Iliescu Constantin : **Contributions concerning the application technics and technology of trimming and electrochemical edging.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 85–88

DC : 621.9.047.7 : 621.9.048.4 : 669.27/.29
Nanu, A., Falniţă, E., Mirică, N. : **Electrolyte influences in anode passivation of tungsten carbides for processing through electrochemical erosion.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 89–91

DC : 621.9.048.4
Eugen Falniţă : **Present status, performances and prospects of processing through electrochemical erosion with abrasive depassivation.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 91–96

DC : 621.9.047
Năstase, D., Toader Berlea : **Contributions to the researches concerning use of the anode passivation phenomenon in electrochemical metal processing.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 96–100

DC : 621.9.047
Mincă, M. : **Removal of anode passivation in electrochemical processing**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 100–104

DC : 621.9.047
Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul : **Electrochemical metal processing. Aspects of the electrochemical processing technology.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 105–113

DC : 621.9.047
Ristea Iolanda : **Some aspects concerning electrochemical finishing technology in machine building.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 113–117

DC : 621.9.048.4
Dan Nanu : **Considerations on the functions of the dielectrical liquid system of dimensional processing machines through electrical erosion.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 118–121

DC : 621.9.048.4
König-Georgescu Liana, Dimitriu Nicolae : **Manufacturing technologies for electro-erosion electrodes.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 121–125

DC : 621.9.048.4.004
Şontea Sever, Drăgan, Gh., Dimitriu, Nic. : **Considerations concerning technical and economical quality of the electrodes used in processing through electro-erosion.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 126–130

DC : 621.9.048.4.001.2
Şontea Sever, Mangra Mihai : **Studies on the surfaces obtained through electro-erosive processing.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 131–134

DC : 621.9.048.6.001.5
Dolphi Drimer, Gheorghe Amza : **Researches concerning surface processing of metals by means of ultrasonics energy.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 135–137

DC : 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Amza, Gh., Radu, C. : **Calculus and design optimal ultrasonic concentrators profile.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 137–142

DC : 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Ivan, Al. : **Increased productivity of ultrasonic processing in conditions of overpressure in the working place.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 143–148

DC : 621.791.927
Geogloman Rodica, Romak Carol : **Laser application in materials processing.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 148–157

ATTENTION!

Foreign readers may subscribe through ILEXIM—Serviciul export — import presă, P.O. Box 136 — 137, telex: 11.226 Bucureşti, Str. 13 Decembrie nr. 3.

SOMMAIRE

CD : 621.7.01
Roman, I. : **Les technologies non-conventionnelles à présent et la perspective de leur développement à l'avenir.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 69–77

CD : 621.7/9 : 621.9.047
Gogoaşă, I., Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul : **La dépendance de la projection du processus technologique de traitement électrochimique, des caractéristiques et des performances de la machine.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 78–85

CD : 621.747 : 621.9.047
Iliescu Constantin : **Contributions concernant la technique et la technologie d'application du procédé d'ébarbage et d'arrondissement électrochimique des tranches.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 85–88

CD : 621.9.047.7 : 621.9.048.4 : 669.27/29
Nanu, A., Falniţă, E., Mirică, N. : **Influences de l'électrolyte sur la passivation anodique des carbures de tungstène pour l'usinage par érosion électrochimique.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 89–91

CD : 621.9.048.4
Eugen Falniţă : **Le stade actuel, les performances et les perspectives de l'usinage par érosion électrochimique à dépassivation abrasive.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 91–96

CD : 621.9.047
Năstase, D., Toader Berlea : **Contributions dans le domaine des recherches concernant l'utilisation du phénomène de passivisation anodique dans l'usinage électrochimique des métaux.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 96–100

CD : 621.9.047
Mincă, M. : **L'enlèvement de la passivisation de l'anode dans l'usinage électrochimique.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 100–104

CD : 621.9.047
Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul : **L'usinage électrochimique des métaux. Aspects du processus tehnologique d'usinage électrochimique.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 105–113

CD : 621.9.047
Ristea Iolanda : **Quelques aspects concernant la technologie de finissage électrochimique dans la construction de machines.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 113–117

CD : 621.9.048.4
Dan Nanu : **Considérations sur les fonctions du système de liquide diélectrique des machines de traitement dimensionnel par électroérosion.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 118–121

CD : 621.9.048.4
König-Georgescu Liana, Dimitriu Nicolae : **Technologie de fabrication des électrodes pour l'électro-érosion.**
Construcţia de maşini 29 (1977), nr. 2–3, p. 121–125

CD : 621.9.048.4.004
Şontea Sever, Drăgan, Gh., Dimitriu, Nic. : **Considérations concernant la qualité technico-économique des électrodes utilisés dans le traitement par électro-érosion.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 126–130

CD : 621.9.048.4.001.2
Şontea Sever, Mangra Mihai : **Etudes sur les surfaces obtenuer par traitements électro-érosifs.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 131–134

CD : 621.9.048.6.001.5
Dolphi Drimer, Gheorghe Amza : **Recherches concernant le traitement des surfaces des matériaux métaliques à l'aide de l'énergie ultra-son.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 135–137

CD : 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Amza, Gh., Radu, C. : **Le calcul et la projection du profil optima des concentrateurs ultra-soniques.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 137–142

CD : 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Ivan, A. : **L'accroissement de la productivité de l'usinage par ultrasons en circonstances de surpression dans l'espace de travail.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 143–148

CD : 621.791.927
Geogloman Rodica, Romak Carol : **L'utilisation du laser dans l'usinage de matériaux.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, p. 148–157

ATTENTION!

Les lecteurs étrangers de la revue pourront prendre des abonnements par ILEXIM — Serviciul export — import presă P.O. Box 136–137, telex: 11.226, Bucureşti Str. 13 Decembrie nr. 3.

INHALTSVERZEICHNIS

DK: 621.7.01
Roman, I.: **Nichtherkömmliche Verfahrenstechniken im Gegenwart und deren Entwicklungsaussichten in Zukunft.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 69–67

DK: 621.7/9:621.9.047
Gogoaşă, I., Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul: **Der Abhang des technologischen Entwurfsvorgangs für elektrochemische Bearbeitung von Maschinenkennzeichen und-leistungen.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 78–83

DK: 621.747:621.9.047
Iliescu C-tin: **Beiträge zur Technik und Anwendungstechnologie des Verfahrens für Entgraten und elektrochemische Kantenabrundung.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 85–88

DK: 621.9.047.7:621.9.048.4:669.27/.29
Nanu, A., Falniţă, E., Mirică, N.: **Elektrolytauswirkungen bei der anodischen Passivierung von Wolframkarbid für die Bearbeitung durch elektrochemische Erosion.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 89–91

DK: 621.9.048.4
Eugen Falniţă: **Gegenwärtige Lage, Leistungen und Aussichten der Bearbeitung durch elektrochemische Erosion mit Abrasionsabpassiervierung.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 91–96

DK: 621.9.047
Năstase, D., Toader Berlea: **Beiträge zu den Forschungen über die Verwendung des anodischen Passivierungsvorgangs in elektrochemischer Metallbearbeitung.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 96–100

DK: 621.9.047
Mincă, M.: **Beseitigung der Anodenpassivierung bei elektrochemischer Bearbeitung.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 100–104

DK: 621.9.047
Popa Eugeniu, Simion Florian-Paul: **Elektrochemische Metallbearbeitung Aspekte des technologischen Vorgangs von elektrochemischer Bearbeitung.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 105–113

DK: 621.9.047
Ristea Iolanda: **Einige Aspekten der elektrochemischen Feinfertigungstechnologie im Maschinenbau.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 113–117

DK: 621.9.048.4
Dan Nanu: **Gedanke über die Funktionen des dielektrischen Flüssigkeitssystems der Maschinen für Abmessungsbearbeitung durch Elektroerosion.**
Construcţia de maşini' 29 (1977), Nr. 2–3, S. 118–121

DK: 621.9.048.4
König-Georgescu Liana, Dimitriu Nicolae: **Fertigungstechniken für Elektroerosionelektroden.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 121–125

DK: 621.9.048.4.004
Şontea Sever, Drăgan, Gh., Dimitriu, Nic.: **Gedanke über die technischwirtschaftliche Güte der bei der Bearbeitung durch Elektroerosion verwendeten Elektroden.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 126–130

DK: 621.9.048.4.001.2
Şontea Sever, Mangra Mihai: **Studien über die durch elektroerosiven Bearbeitungen gewonnenen Oberflächen.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 131–134

DK: 621.9.048.6.001.5
Dolphi Drimer, Gheorghe Amza: **Forschungen über die Oberflächenbearbeitung der metallischen Werkstoffe mit der Hilfe von Ultraschallenergie.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 135–137

DK: 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Amza, Gh., Radu, C.: **Berechnung und Entwurf des Bestprofils von Ultraschallverdichter.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 137–142

DK: 621.9.048.6.001.5
Atanasiu, N., Ivan, Al.: **Leistungssteigerung bei Ultraschallbearbeitung in Überdruckbedingungen im Arbeitsraum.**
Construcţia de maşini, 29 (1977) nr. 2–3, S. 143–148

DK: 621.791.927
Geogloman Rodica, Romak Carol: **Lasereinsatz in Werkstofearbeitung.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 2–3, S. 148–157

ACHTUNG!

Ausländische Leser können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O.Box 136 — 137, telex: 11226, Bucureşti, Str. 13 Decembrie nr. 3.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 621.7.01
Роман, И.: **Неусловные технологии в настоящее время и перспектива их развитий в будущем.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 69–77

ДК: 621.7/9:621.9.047
Гогоашэ, И., Попа, Е., Симион, Ф. П.: **Зависимость проектирования технологического процесса электрохимической переработки от характеристик и достижений машины.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3. стр. 78–85

ДК: 621.747:621.9.047
Илиеску, К.: **Вклады относятся технике и технологий для употребления способа удаления заусенец и электрохимического округления кромок.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 85–88

ДК: 621.9.047.7:621.9.048.4:669.27/.29
Нану, А., Фальницэ, Е, Мирикэ, Н.: **Влияния электролита на анодного пассивирования углеродистых вольфрам для переработки электрохимической эрозией.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 89–91

ДК: 621.9.048.4
Фалницэ, Е.: **Современный период, достижения и перспективы переработки сквозь электрохимическую эрозию с абразивным депассивированием.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 91–96

ДК: 621.9.047
Нэстасе, Д., Берлеа, Т.: **Вклады к исследованиям относятся использованию феномена анодного пассивирования в электрохимическую переработку металлов.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 96–100

ДК: 621.9.047
Минкэ, М.: **Отстранение пассивирования анода у электрохимическую переработку.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 100–104

ДК: 621.9.047
Попа, Е., Симион Ф.П.: **Электрохимичская переработка металлов. Виды технологического процесса электрохимической переработки.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 105–113

ДК: 621.9.047
Ристеа Иоланда: **Некоторые виды относятся технологии чистовой электрохимической обработки в машиностроение.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 113–117

ДК: 621.9.048.4
Нану, Д.: **Соображения на ходов системы диэлектрического жидкости машин размерной переработки сквозь электрическую эрозию.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 118–121

ДК: 621.9.048.4
Кониг-Георгеску Лияна, Димитриу, Н.: **Технологий изготовления электродов электроэрозией.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 121–125

ДК: 621.9.048.4.004
Шонтеа, С., Дрэган, Г., Димитриу, Н.: **Соображения относятся техническо-экономическому качеству электродов используемых у переработку сквозь электрическую эрозию.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 126–130

ДК: 621.9.048.4.001.2
Шонтеа, С., Мангра, М.: **Изучения о поверхностями полученными сквозь электроэрозивные переработки.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 131–134

ДК: 621.9.048.6.001.5
Дример, Д., Амза, Г.: **Исследования относятся переработке поверхностьей металлов при помощью ультразвуковой энергий.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 135–137

ДК: 621.9.048.6.001.5
Атанасиу, Н., Амза, Г., Раду, К.: **Расчёт проектирование оптимального профили ультразвуковых концентраторов.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 137–142

ДК: 621.9.048.6.001.5
Атанасиу, Н., Иван, А.: **Выращивание продуктивности ультразвуковой переработки в условиях сверхдавления трудого пространства.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 143–148

ДК: 621.791.827
Геогломан Родика, Ромак, К.: **Использование лазера в переработку металлов.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 2–3, стр. 148–157

ВНИМАНИЕ!

Читатели иностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul import-export presă. P.O.Box 136–137, telex: 11226, Bucureşti, Str. 13 Decembrie nr. 3.

CZ: 621.7.01

Tehnologiile neconvenţionale în prezent şi perspectiva dezvoltării lor în viitor

Dr. ing. Ion Roman – Institutul de cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria construcţiilor de maşini (I.C.P.T.C.M.) – Bucureşti.

1. Procedeele de prelucrare neconvenţionale în contextul dezvoltării tehnologice actuale.

În ansamblul factorilor hotărîtori în ce priveşte realizarea unor produse cu performanţe superioare şi la un nivel de eficienţă competitiv, tehnologiile de prelucrare ocupă un loc deosebit. Se poate afirma că dezvoltarea industrială vertiginoasă din ultimele decenii, a fost posibilă graţie punerii la punct şi utilizării pe scară largă a unor procedee tehnologice de vîrf din rîndul cărora, prin eficienţă şi noutate, se desprind şi prelucrările prin procedee neconvenţionale.

Fără îndoială, că succesele realizate într-o serie de ramuri moderne cum sînt electrotehnica, electronica,, aeronautica, fabricaţia de maşini-unelte moderne, mecanica fină şi optica, n-ar fi fost posibile fără a dispune de o serie de procedee cum sînt: prelucrările cu scule de diamant sau alte materiale dure şi extradure, ştanţarea de precizie, metodele moderne de formare şi ambutisare, de finisare şi superfinisare, utilizarea întregii game de procedee neconvenţionale şi altele, pentru a exemplifica numai cîteva din procedeele întîlnite tot mai des în uzinele moderne.

În prezentul articol vom insista mai mult asupra procedeelor neconvenţionale mai frecvent utilizate în prelucrarea metalelor şi anume procedeele de prelucrare prin electroeroziune, prin electrochimie, cu ajutorul ultrasunetelor, laserului şi fasciculului de electroni. Ne propunem a prezenta situaţia acestora prin date privind dezvoltarea actuală şi viitoare a lor atît pe plan mondial cît şi în ţara noastră unde ele se impun din ce în ce mai mult ca tehnici indispensabile de fabricaţie.

Apărute pe parcursul ultimelor două decenii, procedeele neconvenţionale vin să acopere un gol resimţit odată cu introducerea în industrie a unor metale din ce în ce mai dificil de prelucrat prin procedeele clasice, precum şi datorită creşterii însemnate a complexităţii lucrărilor (deci şi a dotării tehnologice), cît şi a pretenţiilor privind sporirea productivităţii în special în sculării.

Promovate iniţial ca urmare a unor necesităţi ale industriei de echipamente militare şi cosmice, utilajele şi tehnologiile de prelucrare neconvenţionale, datorită avantajelor pe care le prezintă unele din ele, s-au răspîndit rapid în întreaga industrie. Este cazul în mod special al tehnologiilor de prelucrare prin electroeroziune şi electrochimie. Alte metode de prelucrare neconvenţionale, unele dezvoltate în ultimii ani, au o arie mai restrînsă de utilizare, sau sînt încă în faza de găsire a unor posibilităţi mai largi de valorificare industrială. În această categorie intră prelucrarea cu ultrasunete, cu laser şi cu fascicul de electroni.

Nu mai considerăm necesară o descriere a fiecăruia din procedeele de prelucrare neconvenţională dar vom prezenta o serie de date comparative pe care le sperăm utile. Asemenea date, cărora le-am adus o serie de corecturi sau completări, privind atît principalii parametri cît şi posibilităţile de utilizare a procedeelor de prelucrare neconvenţionale au fost prezentate de Prof. Ezio Camattini [1]. Astfel după cîte se poate vedea din tabelul 1, precizia de prelucrare, cu excepţia prelucrării cu plasmă, este apropiată pentru toate procedeele, lucru

PARAMETRII DE LUCRU ÎN PRELUCRAREA PRIN PROCEDEE NECONVENŢIONALE

Tabel 1

Nr. crt.	Parametrul	Unit. de măsură	Electro-eroziune EDM	Electro-chimie ECM	Ultra-sunete USM	Plasmă PAM	Laser LBM	Fascicol de electroni EBM	Prelucrare convenţională Frezare
1	Tensiune de lucru	V	60-200 250	6-18	—	100	—	150000	—
2	Curentul	A	3...100 0,1...1	3000 20000	—	250	—	0,03-0,5	—
3	Energia	kW	0,1...8	75...500	2,5	50	0,002-0,50	0,15-2	—
4	Interstiţiul de lucru	mm	0,1...1 0,005...0,050	0,01-0,20 >0,2	0,26	—	—	—	—
5	Mediul de lucru	—	Lichid dielectric	Electrolit	Abraziv în suspensie	Argon	Aer	Vid	—
6	Productivitate	cm^3/h	50	1000	20	5000	0,006	0,10	4000
7	Precizia asigurată	± mm	0,015	0,10	0,008	1,5	0,025	0,025	0,05
8	Calitatea suprafeţei	μm	0,025-12.5	0,12-2,5	0,25-2,5	grosolană	0,025-1,25	0,5-2,5	0,5-5
9	Uzura specifică a sculei	%	<1 20-30	0	1-200	—	—	—	—

ce se poate spune şi despre calitatea suprafeţei rezultate din prelucrare.

Productivităţi apropiate de cele ale procedeelor clasice corespunzătoare, au fost obţinute la prelucrarea electrochimică, procedeu încă frînat în dezvoltarea rapidă din cauza unor dificultăţi în realizarea sculelor, care să asigure precizie de prelucrare ridicată. Cu toate acestea, prelucrarea electrochimică este utilizată mult şi cu mare eficienţă, în special în realizarea matriţelor de forje. Astfel, o matriţă de bielă ce necesită în jur de 15 ore de prelucrare pe freza de copiat şi circa 5 ore de finisare manuală se realizează în numai 40 de minute prin procedeul ECM [6]. O matriţă similară prelucrată prin electroeroziune, se realizează în circa 1/2 din timpul solicitat pentru maşini de copiat.

Dacă din punct de vedere al posibilităţilor de utilizare procedeele de prelucrare cu ultrasunete, laser şi fascicul de electroni acoperă aproape întrega gamă de materiale aşa cum rezultă din tabelul 2, atunci electroeroziunea şi electrochimia pot fi utilizate pentru aproape toate tipurile de prelucrări prezentate în tabelul 4. O evaluare comparativă a costurilor ocazionate de dotare, de prelucrare la asemenea

POSIBILITĂŢI DE UTILIZARE A PROCEDEELOR DE PRELUCRARE NECONVENŢIONALE PENTRU DIVERSE MATERIALE

Tabel 2

Nr. crt.	Procedeul de prelucrare	Simbol	MATERIALUL: Aluminiu	Oţel	Superaliaje	Titan	Mater. neferoase	Mater. ceramic	Art. plastice	Sticlă
1	Electroeroziune	EDM	2	3	3	3	3	—	—	—
2	Electrochimie	ECM	2	3	3	2	2	—	—	—
3	Ultrasunete	USM	1	2	1	2	3	3	2	3
4	Plasmă	PAM	3	3	3	2	1	—	1	—
5	Laser	LBM	2	2	2	2	3	3	2	2
6	Fascicol de electroni	EBM	2	2	2	2	3	3	2	2

③ Foarte bun; ② Bun; ① Neindicat; — Neaplicabil

COSTURI COMPARATIVE PRIVIND UTILIZAREA PROCEDEELOR DE PRELUCRARE NECONVENŢIONALE

Tabel 3

Nr. crt.	Procedeul de prelucrare	Simbol	COSTURI: Utilaje şi anexe	Scule, dispozit. şi preg. tehn.	Consum de energie	Consum de scule	Cheltuieli de întreţin.	Total punctaj
1	Electroeroziune	EDM	4	3	2	4	3	16
2	Electrochimie	ECM	4	5	3	1	4	17
3	Ultrasunete	USM	3	2	2	3	2	12
4	Plasmă	PAM	3	2	2	2	2	11
5	Laser	LBM	4	2	2	1	3	12
6	Fascicol de electroni	EBM	5	4	3	2	4	18

PUNCTAJ:
1. Costuri foarte scăzute
2. Costuri scăzute
3. Costuri mijlocii
4. Costuri ridicate
5. Costuri foarte ridicate

POSIBILITATE DE APLICARE A PROCEDEELOR NECONVENŢIONALE PENTRU DIVERSE TIPURI DE PRELUCRARE

Tabel 4

Nr. crt.	Tipul prelucrării		Microgăuri Dm mm			Găuri Perforări de fante				Cavităţi profilate complexe		Cavităţi complexe înfundate		Profile		Decupare		Debitare	Sudură		Alte prelucrări					
0	Procedeul de prelucrare		D<0,025	0,025<D<0,125	D<1,5	L/D<20	L/D>20	Orificii curbilinii	Fante	De precizie	Normale	De precizie	Normale	Complexe	Corpuri de revoluţie	Largă	Adîncă	Mat. profilate	Microsuduri	Suduri speciale	Rectificare	Honuire	Filetare	Gravare	Debavurare	Înlăturare de scule rupte
1	Electroeroziune	EDM	—	2	3	3	2	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	—	—	3	—	3	3	—	3
2	Electrochimie	ECM	—	—	2	3	3	1	3	2	3	2	3	3	3	2	2	3	—	—	3	3	—	3	3	—
3	Ultrasunete	USM	—	—	3	3	—	—	3	3	3	3	3	2	2	—	—	—	3	3	2	2	—	3	—	—
4	Plasmă	PAM	—	—	2	2	—	—	1	—	—	—	—	—	—	1	3	3	—	3	—	—	—	—	—	—
5	Laser	LBM	3	3	2	2	1	—	2	—	—	—	—	—	—	3	1	1	3	3	—	—	—	2	—	—
6	Fascicol de electroni	EBM	3	3	2	2	1	—	3	—	—	—	—	—	—	—	—	—	3	3	—	—	—	2	—	—

③ Foarte bun; ② Bun; ① Neindicat; — Neaplicabil

mașini și de întreținere a lor este dată în tabelul 3. După cîte se pot vedea, cele mai multe cheltuieli sînt cerute de procedeele de prelucrare cu fascicul de electroni și electrochimie.

Ținînd seama de tendințele ce se manifestă pe plan mondial în domeniul realizării produselor și al tehnologiilor, se poate constata că există posibilități largi de dezvoltare în continuare a acestora în ritm intens. Facem această afirmație remarcînd următoarele tendințe mai importante în dezvoltarea industriei :

— creșterea ponderii materialelor greu prelucrabile (oțeluri și aliaje refractare, carburi, diamant etc.) ;
— creșterea volumului de piese componente de formă complexă pentru utilaje și aparate precum și creșterea continuă a complexității acestora ;
— creșterea volumului de piese dificil sau imposibil de realizat prin procedee clasice, precum și creșterea pretențiilor pentru precizia dimensională, calitatea suprafeței și productivitate.

Toate aceste tendințe ce se manifestă și în industria noastră, justifică atît preocupări pe linie de cercetare constructivă și tehnologică în domeniul procedeelor neconvenționale, cît și asigurarea unei fabricații proprii de asemenea utilaje.

2. Situația răspîndirii procedeelor neconvenționale pe plan mondial. Tendințe de dezvoltare

Datorită importantelor avantaje pe care le prezintă procedeele de prelucrare neconvenționale, răspîndirea acestora în industrie a sporit an de an.

Astfel numărul de firme producătoare de *utilaje de electroeroziune*, pe plan mondial, a crescut între anii 1960–1970 de la 80 la 200. Se produc în prezent asemenea utilaje în URSS, RSC, RDG, R. P. Polonă, R. P. Ungară, R. P. Bulgaria, R. P. Chineză, Franța, Belgia, Suedia, Canada, SUA, Anglia, Elveția, Japonia etc.

Au fost realizate importante creșteri ale parcului de utilaje și extinderi în aplicarea procedeelor neconvenționale. Astfel începînd cu 1960, procentul de creștere anuală a electroeroziunii în lume, exprimat în unități instalate este mai mare de 25 %. Vînzările făcute de firma CHARMILLES au crescut în 1966 cu un ritm de 50 %. Cifra de afaceri realizată de industria mondială de mașini de electroeroziune a fost în 1966 de 1,5 % din cifra globală a mașinilor-unelte. Se apreciază că în prezent, această cifră este de 3–4 %, iar pentru Elveția, ca principal furnizor de asemenea mașini, ea este de 7–11 % [5].

Dinamica creșterii importanței și interesului pentru prelucrările prin electroeroziune și electrochimie pe plan mondial începînd cu 1966 este prezentată în figura 1 [4].

În R.F.G. [13] s-au fabricat în 1972, 300 de mașini de prelucrat prin electroeroziune. Ele reprezentau o valoare de 41 milioane DM, adică numai 1 % din valoarea totală a mașinilor-unelte fabricate în R.F.G. Cifrele înregistrate în ultimii 12 ani au dovedit însă că dezvoltarea în această direcție continuă. Astfel 1960, primul an în care s-a întocmit o statistică pentru aceste mașini, s-au găsit 50 bucăți reprezentînd

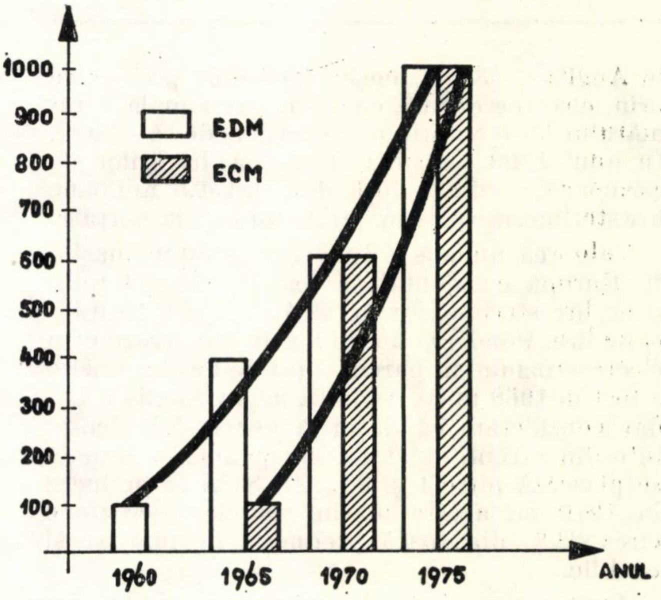


Fig. 1 — Dinamica creșterii ponderii prelucrării prin EDM și ECM pe plan mondial (1960–1975).

o valoare de 3,5 milioane DM. Și în domeniul comerțului exterior situația este asemănătoare. În 1963 din 101 mașini de prelucrat prin electro-eroziune fabricate în R.F.G. s-au exportat 68. Importul a fost de 77 bucăți. În anul 1972, s-au exportat 137 bucăți și s-au importat 254 bucăți.

O foarte mare importanță a fost acordată dezvoltării acestui domeniu în URSS. În tabelul 5 sînt prezentate date privind dezvoltarea

Tabelul 5

Tipul mașinelor-unelte	1950	1955	1960	1965	1970	1975
Mașini-unelte total	1,0	1,6	2,2	2,6	2,8	3,9
Mașini speciale	1,0	1,9	2,6	2,8	3,6	4,9
Mașini-unelte cu comandă numerică	—	—	1,0	1,8	5,0	10,0
Mașini de electroeroziune și electrochimie	1,0	1,2	2,0	4,6	8,0	19,0

cîtorva tipuri de mașini-unelte în perioada 1950–1975, din care cifrele pînă în 1965 sînt cele realizate efectiv [8].

Dezvoltarea vertiginoasă a principalelor procedee de prelucrare neconvenționale poate fi demonstrată și prin situația acestora în Anglia [8]. Astfel se consideră că în anul 1969 au fost

Tabelul 6

Situația	Pondere din total mașini-unelte, în %	Structura %			
		EDM	ECM	USM	EBM LBM
În 1968	0,15–0,20	75	7	17	1
Tendințe	1,0 –1,50	55	25	15	5

în Anglia 2–3 mii mașini-unelte de prelucrare prin electroeroziune, cu o creștere anuală a numărului lor (conform prevederilor) de 15–20 %. În anul 1969 valoarea totală a livrărilor de asemenea mașini a fost de circa 1,5 milioane lire sterline, din care jumătate au fost importate.

Valoarea anuală a livrărilor acestor mașini în Europa occidentală a fost de circa 4 milioane lire sterline, iar în SUA de circa 10 milioane lire. Ponderea mașinilor de prelucrare prin electroeroziune în parcul total de mașini-unelte a fost în 1969 în SUA 0,4 %, iar în Anglia 0,1 % dar considerăm că datorită dezvoltării deosebite din ultimii cinci ani ani ponderea actuală se plasează între 1 și 3 %. În SUA se prelucra în 1970 cu aceste mașini de electroeroziune circa 31 % din toată producția de matrițe și cochile.

Prelucrarea electrochimică se folosește din ce în ce mai mult în locul frezării, la prelucrarea pieselor cu forme complicate și a matrițelor din materiale greu de prelucrat, iar în unele cazuri înlocuiește prelucrarea prin electroeroziune, mai puțin productivă.

Viteza de îndepărtare a materialului crește continuu. Astfel marea mașină electrochimică a firmei americane Cincinnati Milling Co, realizează o viteză de îndepărtare a materialului de 32 000 mm³/minut, iar mașinile firmei americane Anocut Engineering Co., în unele cazuri, chiar 65.000 mm³/minut.

Date interesante au fost obținute în SUA cu ocazia unei anchete efectuată la 200 de întreprinderi în 1971 de Institute of Science & Technology Michigan [9] privind procedeul de electroeroziune. A rezultat că 3/4 din cele peste 6000 de mașini existente în SUA sînt utilizate în prelucrări de sculărie.

Costul prelucrării a rezultat în medie la 4,27 dolari/oră sau 3,5 dolari/oră cum afirmă o parte din întreprinderile anchetate, în condițiile utilizării unui singur operator pentru două mașini. Privind costurile de exploatare a mașinilor a rezultat că o pondere foarte mare ocupă costul electrozilor. Astfel, la 94 % din cei anchetați, a reieșit că realizarea electrozilor reprezintă 50–60 % din costul prelucrării, ceea ce conduce la o extindere a utilizării grafitului la confecționarea acestora. Cifra de afaceri (20 milioane dolari) realizată în SUA pînă în 1971, se prevede a crește de cinci ori în următorii 7–10 ani.

Ținînd seama de productivitatea net superioară a procedeului de electrochimie, o bună parte din întreprinderile anchetate și-au exprimat intenția de a înlocui procedeul de electroeroziune cu cel de electrochimie sau de a trece la utilizarea combinată a acestora.

Ca rezultat al tendinței de dezvoltare a prelucrării electrochimice, în 1970 prin această metodă s-a putut prelucra 80 % din cantitatea totală de materiale folosite în tehnică în această perioadă, care cu greu se prelucrau prin metodele clasice. Pe de altă parte prelucrarea electrochimică a influențat asupra producerii multor noi materiale folosite în tehnică, așa cum se poate vedea din următoarele date : în 10 ani (din 1950 la 1960) cantitatea de materiale greu de prelucrat s-a mărit de 1,6 ori, iar în perioada dintre 1960 – 1970 de 1,8 ori și putem presupune că între 1970 și 1980 această creștere va fi mai mare decît dublă.

Pornind de la evaluările din străinătate (în decada trecută și actuală), granița de temperatură a materialelor refractare crește cu aproximativ 25°C pe an și odată cu aceasta se nasc probleme noi de prelucrare [7].

Importanța acordată utilizării procedeelor neconvenționale în industria aeronautică și a rachetelor din SUA este credem, convingător redată de următoarele cifre [8]. În anul 1967 ponderea metodelor de prelucrare noi și neconvenționale era, în această ramură, de circa 22 %. În anul 1972 această pondere crește la 29 %, în care metodele de prelucrare chimică reprezintă 15 % (în anul 1967–12 %), metodele electrochimice – 6 % (în anul 1967 – 4,5 %), metodele electroerozive – 4 % (3,5 %), metodele cu ultrasunete – 2,8 % (1,8 %), prelucrarea cu laser – 1,2 % (0,2 %).

Privind *utilizarea laserului* în SUA, se preconizează creșteri de 10 ori pînă în 1980 și de 25 de ori pînă în 1990 [10].

Tendințele în construcția utilajelor de prelucrare prin electroeroziune ca și pentru celelalte procedee la firme din Elveția, Japonia, SUA, URSS și RFG sînt în principal următoarele :

– asigurarea unor construcții modulate care permit realizarea cu minimum de cheltuieli a unor mașini complexe, diversificate ;

– introducerea, în componența mașinilor, a celor mai recente realizări științifice și tehnice (lagăre hidrostatice, șuruburi pe bile, tranzistoare și tiristoare de putere pentru frecvențe înalte, circuite integrate, sisteme de comandă după program, comenzi adaptive, dirijarea fasciculelor concentrate de radiații etc.) ;

– sporirea fiabilității utilajelor prin asigurarea unei calități deosebite a pieselor componente și a operației de montaj general ;

– sporirea calității suprafețelor, a preciziei de prelucrare și a productivității utilajelor realizate.

Importante date în legătură cu situația procedeelor neconvenționale și perspectiva de dezvoltare a acestora în viitor sînt prezentate în tabelul 7 [11], iar evoluția și modificările de

structură în perioada 1965—1980 sînt prezentate în figura 2 [12].

Cu ajutorul unei anchete Delphi, între 1970 și 1971, organizația internațională „Colège International pour l'Etude Scientifique des Techniques de Production Mecanique" din

în condiții economice a electrozilor pentru EDM și ECM. După cum rezultă din tabelul 8, proiectarea pe calculator a electrozilor și execuția pe mașini cu comandă numerică, sînt preconizate a se realiza în jurul anului 1985. Rezultatele obținute pînă în prezent ne îndreptățesc

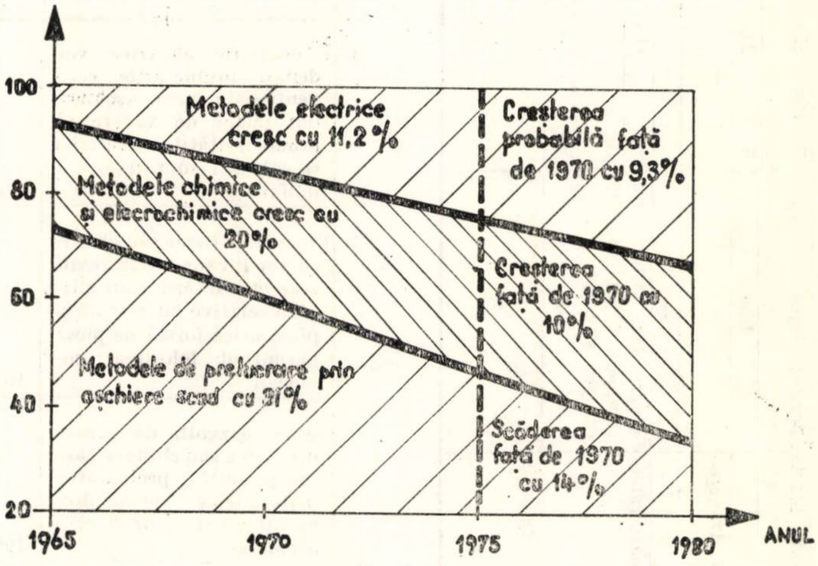


Fig. 2 — Prognoza dezvoltării metodelor de prelucrare dimensională.

Paris, a întocmit o prognoză în domeniul materialelor și tehnologiilor în construcția de mașini formulînd 120 de evenimente și data probabilă de apariție a acestora pînă în anul 2000. Printre domeniile analizate a fost și cel al procedeelor de prelucrare, neconvenționale, ce au fost prezentate în tabelul 4 [2].

Avînd în vedere atît rezultatele anchetei, cuprinse în tabelul 8, cît și celelalte date cuprinse în acest capitol, se pot trage următoarele concluzii mai importante privind tendințele de dezvoltare a procedeelor neconvenționale :

a) — Se constată în toate țările creșteri importante în utilizarea în industrie a procedeelor neconvenționale în special EDM și ECM, tendință ce se prevede a se menține și în viitor. Tot mai multe firme se specializează în producția acestor utilaje.

b) — Datorită productivității mai ridicate, se prevede o sporire a ponderii procedeului ECM în cadrul prelucrărilor neconvenționale. Există tendința de a realiza utilaje ECM, atît universale cît și specializate, de capacități și productivități din ce în ce mai mari. Se caută îmbunătățirea preciziei de prelucrare prin acest procedeu.

c) — Există o continuă preocupare pentru perfecționarea utilajelor de prelucrare prin procedee neconvenționale, prin echiparea acestora cu cele mai moderne realizări ale tehnicii inclusiv comanda program și comanda adaptivă.

d) — Există serioase preocupări pe linia perfecționării proiectării și în special a realizării

să credem că acest lucru se va realiza mult mai devreme. Astfel, specialiștii japonezi au realizat un program pentru calculator, care ține seama, în cazul prelucrării electrochimice, de toți parametrii reacțiilor ce au loc pe suprafețele laterală și frontală a sculei reducîndu-se astfel timpii de pregătire cu cca 40 %. Pentru electrozii complicați se propune o mașină automată de desen și o alta de gravat prin eroziune, cu comandă numerică [15].

e) — Cu toate importantele progrese prevăzute pentru procedeele neconvenționale, acestea nu vor depăși în importanță nici în viitor, procedeele de prelucrare clasice.

f) — Datorită avantajelor pe care le prezintă, tot mai frecvent se utilizează prelucrarea combinată fie a procedeelor neconvenționale între ele (laser — ultrasunete, electroeroziune — electrochimie etc.), fie a procedeelor clasice cu cele neconvenționale cu scopul de a obține o productivitate superioară sau sporirea preciziei de prelucrare.

3. Elementele de bază ale dezvoltării construcției de mașini și ale altor industrii ce influențează evoluția procedeelor neconvenționale în țară și în străinătate, comparații și concluzii.

După cîte s-au văzut din capitolele anterioare, procedeele neconvenționale de prelucrare sînt utilizate în special în industria electrotehnică, de mecanică fină, în industria de aviație

Tabelul 7

Date orientative privind unele tehnologii neconvenţionale

Nr. crt.	DOMENIUL	Cifra de afaceri totală/cifra anuală (mil. $) Anii de referinţă 1973–1974	Tendinţe: Ştiinţifice	Tendinţe: De dezvoltare	Tendinţe: Comerciale	Prognoză (coef. de creştere) 1985	Prognoză (coef. de creştere) 2000	SURSA
1	Prelucrarea prin eroziune electrică (EDM)	SUA 400/30	comandă adaptivă	Extinderea maşinilor cu fir mobil	Lărgirea pieţei (Europa)	5x	20x	Anchetă SME (SUA)
		Elveţia 150/10	Idem	Idem	Idem (Asia) ex. AGIE export în Japonia	3–4x	10–15x	Date de la AGIE + CHARMILLES
2	Prelucrarea prin eroziune electrochimică (ECM)	SUA 1000/80	Idem	Maşini de curenţi foarte mari	Lărgirea pieţei	7–10x	25x	Anchetă SME – SUA
		Japonia 1300/100	Idem	400.000 A	Idem	7–10x	25x	Firma Mitsubishi
3	Prelucrarea cu ultrasunete (USM)	SUA –/8	mărirea fiabilităţii şi a preciziei de prelucrare	Extinderea şi pt. tragerea filierelor şi ţevilor	–	–		Anchetă SME – SUA
		Anglia –/5			–	–		Revista Ultrasonic
4	Prelucrarea cu laser (L.B.M.)	SUA 3000/200	Automatizarea reglări parametrilor optici în funcţie de cei tehnologici	Extinderea în toate ramurile industriale	Se dezv. ind. atît pt. inst. complete cît şi piese comp. (în spec. sist. optic)	20x	80x	Predicast INC. SUA
		Japonia 1100/70				20x	50x	Document. Mitsubishi
		U.R.S.S.				15x	50x	Date CIRP
5	Prelucrarea cu jet de electroni şi ioni (EBM) (IBM)	SUA 200/50	Mărirea raportului putere instalaţie pe greutate instal.	Extinderea ariei de utilizare				Westinghau SUA

Tabelul 8

Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale

Nr. crt.	Evenimentele prognozate	Data probabilă de apariţie	Domeniul de variaţie	Numărul de răspunsuri negative
0	1	2	3	4
1	Prelucrările electrice vor depăşi prelucrările convenţionale prin aşchiere din punct de vedere al productivităţii, preciziei şi calităţii suprafeţei cumulate	n	n — n	40
2	Procedeele fizice sau chimice vor fi capacile să realizeze prin intermediul mişcării relative între sculă şi piesă orice formă de piesă permiţînd folosirea comenzii	1985	1980—1990	0
3	Se vor dezvolta noi procedee fizice sau chimice care să permită prelucrarea materialelor nemetalice mai productive decît prin aşchiere	1990	1980—1980	0
4	Prelucrările fizice şi chimice vor deveni dominante pt. materialele cu utilizare specială (matriţe de mare suprafaţă, carcase de motoare de avion etc.).	n	2000 — n	25
5	Prelucrările electrice vor prelua 30% din sarcinile aşchierii convenţionale	n	2000 — n	25
6	Se vor dezvolta metode ştiinţifice precise, care vor permite pt. majoritatea metalelor, controlul productivităţii şi al preciziei prelucrării electrochimice	1990	1985—1985	3
7	Precizia prelucrării electrochimice va creşte de la 0,1 mm pînă la 0,01 mm	1990	1985—1990	5
8	Se va realiza proiectarea pe calculator a electrozilor sculă pt. prelucrări electrochimice şi electroeroziive (luîndu-se în considerare şi consumarea acestora)	1985	1985—1985	0
9	Se vor realiza electroni neconsumabili pt. electroeroziune, care vor permite o prelucrare cu o eficienţă acceptabilă	1990	1990—n	10
10	Vor apărea noi procedee fizice sau chimice care vor permite prelucrarea mai precisă şi mai productivă a metalelor decît aşchierea	2000	2000—n	12

Continuare tabelul 8

0	1	2	3	4
11	Prelucrarea materialelor abrazive şi fibroase se va realiza cu jet de lichid de mare viteză	1990	1990–1990	0
12	Va apărea un procedeu complet nou (fără efect mecanic, termic sau chimic) de obţinere a formei prin mişcare relativă, care va revoluţiona ,,tăierea'' metalelor	n	2050–n	17
13	Prelucrarea cu laser va depăşi ca importanţă prelucrarea cu fascicul de electroni	1980	1980–1985	0
14	Se va utiliza curent laserul la sudarea materialelor metalice şi ceramice	1980	1980–1985	0
15	Pe suprafeţe finisate se vor încerca straturi de materiale rezistente la uzură, cu ajutorul jetului de plasmă sau a laserului	1975	1975–1980	0

şi automobilistică, în aproape toate sculăriile industriei constructoare de maşini, în industria uşoară etc. Se poate presupune că în funcţie de dezvoltarea acestor domenii se vor dezvolta în mod corespunzător şi procedeele neconvenţionale.Se preconizează că în viitorii 5 ani, 50 % din matriţele de forjă, 80 % din cochilele de turnare şi 45–50 % din ştanţe şi matriţe să fie realizate prin electroeroziune şi electrochimie.

Asimilarea în ţară a maşinilor de eroziune electrică şi electrochimică, va favoriza răspîndirea procedeelor neconvenţionale în industrie, ponderea acestora urmînd a creşte de la 0,12 % cît este în prezent la circa 0,3 % în 1980. Aceasta ar însemna triplarea practic a parcului actual de maşini în principal pentru procedeele EDM şi ECM (75 % EDM şi 20 % ECM, 5 % alte procedee), previziune posibil de realizat numai în condiţiile unei fabricaţii proprii de asemenea utilaje. Şi în această situaţie se poate constata că rămîne un important decalaj faţă de ţările industrializate, decalaj ce se va mai reduce după 1980. Ţinînd seama de necesităţile industriei noastre, de seriile de fabricaţie şi de volumul tehnologiilor speciale, se apreciază că în perioada pînă în 1980, vor fi necesare în principal maşini de tip universal (inclusiv cu electrod filiform), de capacitate medie, precum şi alte 1–2 tipuri sub şi peste această capacitate.

Maşinile specializate destinate realizării unor operaţii specifice, prelucrării unor piese gigant, sau din contră, prelucrării unor piese foarte mici, vor putea fi realizate în regim de unicate, de către întreprinderile constructoare de maşini interesate, cu colaborarea institutelor de cercetări. În această situaţie, programul de cercetare pentru anii următori, este axat atît pe perfecţionarea tehnologiilor de prelucrare prin procedee neconvenţionale, cît şi pe lucrări vizînd îmbunătăţirea şi diversificarea constructivă a utilajelor. Pentru realizarea în bune condiţiuni şi în termen cît mai scurt, la aceste lucrări au fost antrenate, în baza unui program complex alături de institutele de cercetare departamentale, toate forţele din învăţămîntul superior, acestea dispunînd de o bogată experienţă în studiul procedeelor neconvenţionale de prelucrare.

În ceea ce priveşte utilizarea instalaţiilor cu laser, fascicul de electroni, ioni, fotoni şi ultrasunete la operaţiile de prelucrare, ţinînd seama de condiţiile specifice industriei noastre, ele vor avea o dezvoltare moderată. Răspîndirea lor în industrie va depinde de găsirea, prin intermediul activităţii de cercetare, a unor locuri unde utilizarea acestor procedee să-şi dovedească eficienţa. Ţinînd seama de cele de mai sus, activitatea de cercetare în perioada 1976–1980 va trebui dirijată mai puţin pe linia realizării şi diversificării instalaţiilor, cît mai ales pe direcţia găsirii unor noi posibilităţi de utilizare a instalaţiilor existente sau a unora similare ce urmează a se construi, pe linia perfecţionării acestora în scopul ridicării performanţelor (precizie, calitate de suprafaţă, productivitate etc.) şi cunoaşteri mai bune a fenomenelor intime în procesul de prelucrare.

4. Situaţia procedeelor neconvenţionale în România

Ca şi în cazul altor ţări *procedeul de electroeroziune* este cel mai răspîndit. El este în prezent utilizat cu precădere în sculării, pentru realizarea de matriţe, cochile, modele, scule etc. Principalele ramuri ce beneficiază de aportul unor maşini de electroeroziune sînt : industria constructoare de maşini şi cea electrotehnică, industria uşoară şi altele. Actualul parc de maşini de electroeroziune, majoritatea importate în perioada 1968–1976, reprezenta în 1975–0,12 % din parcul de maşini-unelte. Peste 70 % din acestea lucrează în construcţia de maşini şi electrotehnică.

Introducerea procedeului de prelucrare prin electroeroziune în construcţia de maşini din ţara noastră, a fost frînată de mai mulţi factori dintre care pot fi consideraţi mai importanţi :

— inexistenţa unei fabricaţii proprii de asemenea maşini ;
— cunoaşterea insuficientă a procedeului de către industrie ;
— preţul ridicat al maşinilor şi dificultăţile importului în ultimii ani.

În ceea ce priveşte procedeele de *prelucrare prin electrochimie, laser şi ultrasunete*, acestea se cer dezvoltate mai mult în perioada următoare. Atît programul complex comun cît şi programele fiecăruia din institutele departa-

mentale și de învățămînt superior prevăd acest lucru.

Preocupări pe linia cercetării și promovării procedeelor de prelucrare neconvenționale există de mai mulți ani la Institutul Politehnic ,,Traian Vuia" din Timișoara, Universitatea din Brașov și, relativ mai recent, la Institutul Politehnic București, ICPTCM și ICPE-București*. În domeniul realizării dispozitivelor laser, o bogată experiență a fost cîștigată pînă în prezent de către IFA**, care a realizat o serie de instalații cu diverse destinații.

Ținînd seama de acest potențial precum și de faptul că procedeele neconvenționale se cer puternic dezvoltate, a fost finanțat un program complex vizînd lucrările de cercetare, proiectare, execuție și omologare a unor prototipuri de mașini de electroeroziune și de electrochimie, precum și a unor instalații laser, la nivel competitiv cu cele similare fabricate în țările industrializate în scopul introducerii acestora (în următorii ani) în fabricația de serie și facilitării, pe această cale, a răspîndirii procedeelor neconvenționale în industria noastră. Totodată, sînt întreprinse lucrări de cercetare menite să conducă la o utilizare mai rațională a parcului de mașini existent cît și la perfecționarea tehnologiilor de lucru inclusiv a celor vizînd utilizarea ultrasunetelor și fasciculului de electroni și ioni.

Astfel, ca urmare a acestui program au fost realizate în anul 1975, de către ICPTCM și ICPE o mașină model experimental și un prototip de mașină de prelucrat prin electroeroziune, tip ELER—01 dotată cu generator de 50 A tip GEP 50 F. Această mașină (fig. 3) avînd caracteristicile prezentate mai jos, a intrat în fabricație de serie în cursul anului 1976.

Mașină de prelucrare prin electroeroziune ELER-01

Masa de lucru	
— dimensiuni	600 × 400 mm
— curse	450 × 230 mm
— precizie deplasare	0,005...0,002 mm
Bacul de lucru	
— dimensiuni interioare	925 × 500 mm
Capul de lucru	
— dimensiunile suportului electrodului	300 × 180 mm
— cursa automată de lucru	200 mm
— cursa mecanică a saniei	300 mm
— sarcina max. de încărcare a pistonului	500 kg
Instalație circulație dielectric	
— capacitate rezervor	460
— capacitate bazin filtrare electrostatică	140 l
— finețea de filtrare	3 µm
Generator GEP 50 F	
Tipul generatorului	impulsuri comandate
Curentul la tensiunea de scînteiere	
— maxim	50 A
— minim	3 A
Numărul treptelor de curent	16
Diferența între 2 trepte	3 A
Tensiune în gol	90 V
Durata pulsurilor	2...1800 µs în 12 trepte
Durata pauzei	2...1800 µs în 12 trepte
Polaritate de lucru	pozitivă (+) negativă (−)
Generator finisare	
Tensiune în gol	250 V
Nivelele de energie	0,06...0,13 m J
Puterea generatorului	250 VA
Productivitatea maximă pentru generatorul de 50 A	400 mm³/min
Rugozitatea suprafeței	0,4...20 µm

Tot în anul 1975 au fost finalizate de către ICPTCM cu concursul ICPE și respectiv IFA, instalațiile prototip pentru procedeele de prelucrare și debavurare electrochimică și cu laser.

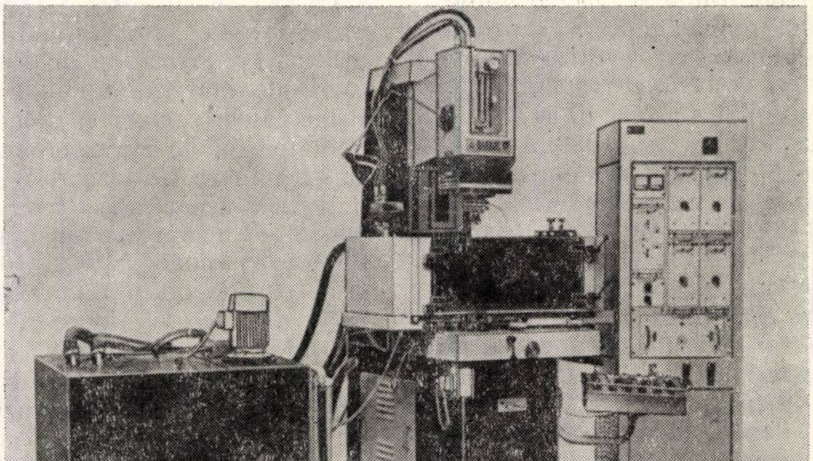


Fig. 3 — Mașină de prelucrat prin electroeroziune ELER-01.

Aceste realizări au fost completate și de lucrările directe ale institutelor de învățămînt superior, în special cele din Timișoara și Brașov prin care au fost soluționate pentru diverse întreprinderi din construcția de mașini probleme

* Institutul de cercetări și proiectări pentru electrotehnică — București.

** Institutul de fizică atomică.

de tehnologie şi utilaje din domeniul prelucrărilor neconvenţionale.

Programul comun, amintit mai sus a reuşit să concentreze toate forţele de care dispunem, astfel că se va acclera atît răspîndirea tehnologiilor neconvenţionale în construcţia de maşini cît şi valoarea şi introducerea de noi tehnologii şi utilaje în industrie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Camattini, E.* : Il fascio elettronico un utensile a ruolo multiplo — Macchine Nr. 6 — 1972.

[2] *Drimer, D.* : Prognoza asupra unor evenimente caracteristice privind domeniul prelucrării metalelor BITE—Nr.5 — 1973.

[3] *ICPTSC* : Studiu de prognoză privind dezvoltarea tehnologiilor de prelucrare la cald prin metode convenţionale şi neconvenţionale, ianuarie 1975.

[4] *Nanu, A.* : Locul şi importanţa tehnologiilor neconvenţionale în tehnica anului 2000.

[5] *Pfau, I.* : Locul electroeroziunii. Information techniques Nr. 11—1970 Carmilles-Suisse.

[6] *Roman, I.* : Procedee moderne de prelucrare în construcţia de maşini. Utilaje, instalaţii şi tehnologii pentru prelucrarea prin metode neconvenţionale — Referat — 1975.

[7] *Stanek, I.* : Necatoriie tendinţii razvitia electriceschih metodov obrabotki metalov — ISEM — IV — Bratislava 1974.

[8] *Straka, K.* : Prognoza dezvoltării tehnologiei construcţiilor de maşini în deceniul 1970—1980 ,,Probleme de prognoză ştiinţifică, tehnică şi economică'' Nr. 9—10—11.

[9] * * * : Manufacturing Engineering Management Nov. 1971.

[10] * * * : Lasser Buyers Guide — SUA 1972.

[11] * * * : Culegere de date Instit. Politehnic Bucureşti Catedra de tehnologia metalelor, 1974.

[12] * * * : Electrohimiceskaia obrabotka materialov Moskva 1966.

[13] * * * : Klebzig Fachberihte RFG—81 Nr. 9 septembrie 1973.

[14] * * * : Studiul de prognoză privind evoluţia tehnologiilor în industria C.M. din R. S. România pînă în anul 1990 — CNST—1974.

[15] * * * : Korszerü technólogiak R.P.U. Nr. 1—1975

Summary

Nonconventionale tooling processes, because of their efficiency and possibilities, are continuously developing in all the industrialized countries, both through the most varied technological applications and through a great variety of equipments created with this aim.

The article makes a comparative presentation of the principal technics from the point of view of the functional parameters of equipments their utilization possibilities and efficiency. Using a large data volume, the way these technics developed in the Socialist Republic of Romania and in a series of industrialized countries is pointed out, as well as their development prospects in future.

Zusammenfassung

Die nichtherkömmliche Bearbeitungsverfahren bezinden sich in ständiger Entwicklung in allen industrialisierten Ländern, was sich sowohl in der Form verschiedenartiger technologischen Anwendungen, als auch der grossen Mannigfaltigkit der dazu ausgeführten Ausrüstungen äussert. Es wird eine vergleichende Darstellung der wichtigsten Verfahren, vom Standpunkt der funktionellen Ausrüstungskenngrössen, derer Anwendungsmöglichkeiten und Wirksamkeit, dargeboten.

Ein grosser Angabenumfang gibt die Art und Weise an, in der sich diese Entwicklung in der S.S.R. und in anderen industrialisierten Ländern vollgezogen hat. Zugleich werden die Entwicklungsaussichten dieser Verfahren für die Zukunft dargestellt.

Résumé

Les procédés non-conventionnels d'usinage sont, à cause de leur efficience et leurs possibilités multiples, dans un continuel développement dans tous les pays industrialisés du monde, autant par leurs applications technologiques les plus diverses que par la grande variété d'outils fabriqués à cette fin. L'article fait une présentation comparative des principaux procédés du point de vue des parametres fonctionaux des outils, des possibilités d'emploi de ceux-ci et de leur efficience.

Bon nombre de données mettent en évidence le mode de développement de ces procédes dans notre pays et dans les autres pays industrialisès, de même que la perspective de leur développement à l'avenir .

Резюме

Новые способы npeработки из-за их эффективности и широких возможностей развиваются безпрерывно во всех промышленных странах, что касается весьма различных технологических применений и большого разновидия оборудований созданных с этой целью.

Статья делает сравнивательное представление между главными способами с точки зрения параметров оборудования возможностей использования их и их эффективности. При посредстве разнообразных данных показанно как эти процессы развились в Румынии и в ряде промышленных стран, а также и возможности их будущего развития.

CZ: 621.7/9 : 621.9.047

Dependenţa proiectării procesului tehnologic de prelucrare electrochimică, de caracteristicile şi performanţele maşinii

Ing. Ion **Gogoaşă**, ing. Eugeniu **Popa** – I.C.P.T.C.M. – Bucureşti
Ing. Florian Paul **Simion** – Institutul politehnic–Bucureşti

Procesul de prelucrare electrochimică, producîndu-se în urma trecerii — printre sculă şi piesă — unui curent continuu de o intensitate ridicată, de ordinul miilor de amperi şi o tensiune relativ mică 10...15 V, prin intermediul unei pelicule de electrolit trimisă sub presiune în locul prelucrării, impune un control şi o menţinere constantă a parametrilor ceruţi de procesul electrochimic, pentru obţinerea unei precizii corespunzătoare a piesei prelucrate.

Elaborarea tehnologiei de prelucrare, presupune un calcul teoretic al regimului de lucru, ţinînd seama de caracteristicile şi performanţele instalaţiei de prelucrat electrochimic şi o corecţie atît a tehnologiei, cît şi a sculei de prelucrat în urma prelucrărilor de probă. Dacă instalaţia de prelucrat electrochimic nu poate controla şi menţine constanţi toţi parametrii impuşi de procesul electrochimic, probele de corecţie nu vor fi concludente. Ca şi în cazul maşinilor de prelucrat convenţional şi instalaţia de prelucrat electrochimic, presupune o continuă perfecţionare a principalelor subansamble funcţionale, pentru creşterea preciziei de prelucrare, a productivităţii şi siguranţa repetabilităţii formei prelucrate.

În general o instalaţie de prelucrat electrochimic cuprinde :

1. Grupul de pompare şi tratare a electrolitului.

2. Maşina propriu-zisă de prelucrare electrochimică.

3. Sursa de curent continuu şi acţionarea electrică a maşinii.

1. Grupul de pompare şi tratare a electrolitului

1.1 *Sistemul de încălzire şi răcire a electrolitului.*

Menţinerea temperaturii electrolitului în timpul prelucrării într-un anumit interval optim, determinat experimental, are o mare influenţă asupra interstiţiului de lucru (distanţa între sculă şi piesă) şi deci asupra preciziei de prelucrare. Experimentările efectuate în acest sens au scos în evidenţă utilitatea unui sistem de termostatare a electrolitului, compus din rezistenţe electrice pentru înălzire şi un schimbător de căldură pentru răcire. Atît încălzirea cît şi răcirea electrolitului se comandă de un termometru manometric cu contact, reuşindu-se în acest fel menţinerea temperaturii în intervalul optim $\pm 2°$ C faţă de temperatura medie a intervalului).

1.2 *Sistemul de filtrare a electrolitului.*

În procesul prelucrării electrochimice, reziduurile prelucrării sînt hidroxizi ai metalului supus prelucrării care devin suspensii în electrolit. Hidraţii de formă $Fe(OH)_2$ şi $Fe(OH)_3$ sînt eliminaţi din zona de lucru de curentul neîntrerupt al electrolitului şi introduşi în rezervor. Aceşti hidraţi înrăutăţesc evoluţia procesului electrochimic prin pasivizarea suprafeţei de prelucrat. Important este că pasivizarea de obicei, nu se produce pe toată suprafaţa şi acest fapt duce inevitabil la apariţia pericolului de scurtcircuit deteriorînd scula de prelucrat, pentru executarea căreia se investesc un număr însemnat de ore de cercetare şi experimentare.

Prin urmare, se impune purificarea electrolitului de hidroxizii formaţi, care sînt de natură coloidală şi se află în suspensie în electrolit. Dintre metodele experimentate (decantarea, filtrarea statică şi centrifugarea) s-a adoptat **filtrarea prin centrifugare.**

Sistemul de filtrare prin centrifugare experimentat, este prezentat în figura 1.

În urma experimentărilor s-a demonstrat că separarea reziduurilor prelucrării, de electrolit, într-o proporţie satisfăcătoare, se produce de la o viteză periferică a tobei interioare de 50...60 m/s.

1.3 *Sistemul de pompare*

Randamentul prelucrării electrochimice depinde în mare măsură de presiunea şi debitul electrolitului trimis în spaţiul de lucru. În afara funcţiunii principale de a asigura trecerea curentului electric prin intermediul căruia se produce fenomenul electrochimic, electrolitul mai are rolul de :

— înlăturare a reziduurilor prelucrării din spaţiul de lucru ;
— diminuare a fenomenului de pasivizare a suprafeţei de prelucrat ;
— distrugere a bulelor de gaze (în caz contrar apar striaţiuni pe suprafaţa de prelucrat) ;
— prelucrare a căldurii dezvoltate în timpul procesului de prelucrare, protejînd în felul acesta scula şi piesa, de supraîncălzire, mai ales în cazul prelucrării cu densităţi mari de curent.

De obicei în cazul prelucrării electrochimice, curgerea electrolitului este turbulentă, deci şi la presiuni mici bulele de gaze sînt distruse,

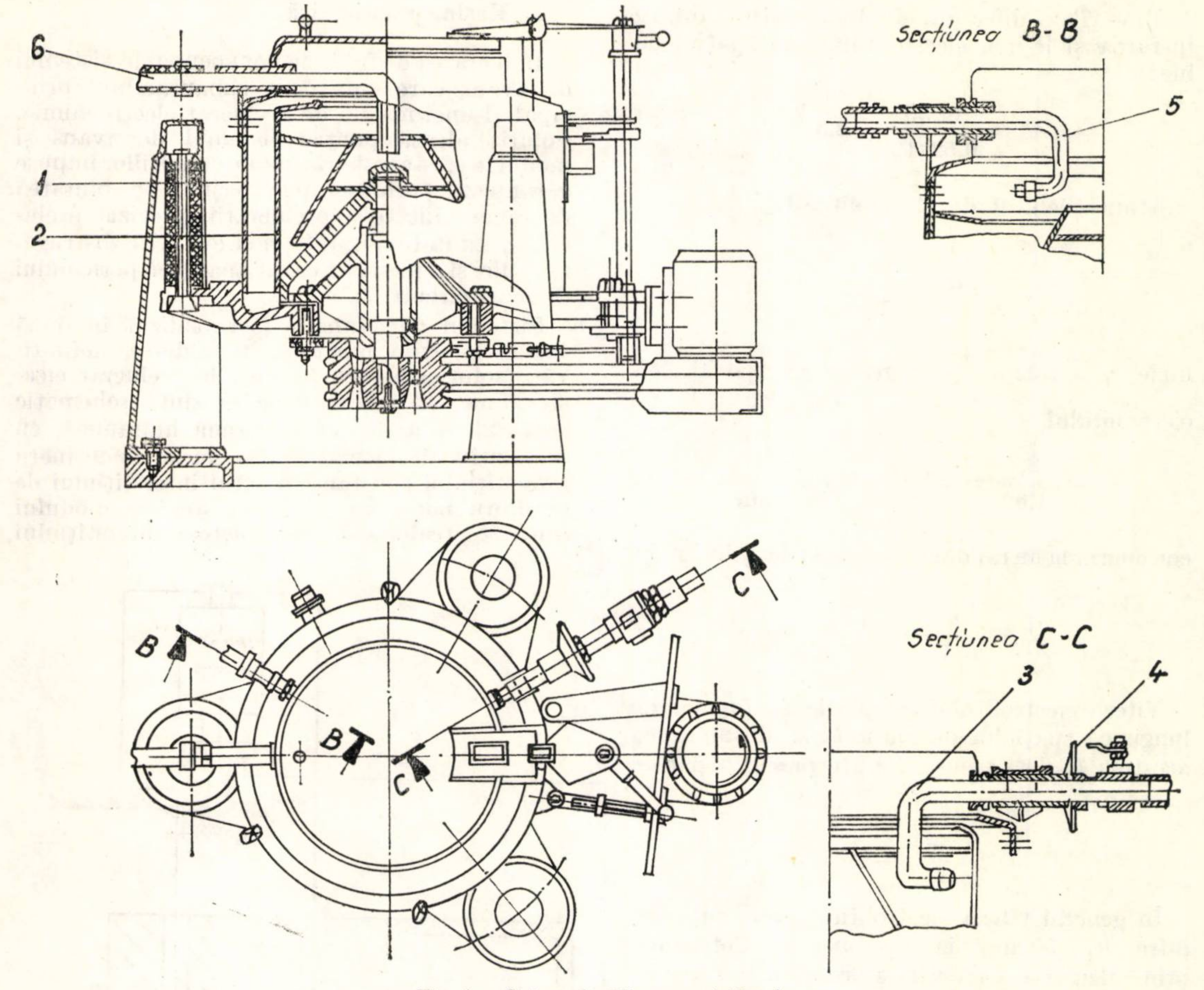


Fig. 1 — Sistem de filtrare centrifugal

1 — tobă exterioară fixă; 2 — tobă interioară montată pe un tambur care se poate roti; 3 — conductă pentru colectarea noroiului (reziduurile prelucrării) şi a electrolitului curat. Poziţia acestei conducte pentru o funcţie sau alta, o dă roata de manevră 4; 5 — conductă numai pentru colectarea lichidului curat; 6—conductă pentru alimentarea centrifugii.

dar o presiune ridicată (10...20 daN/cm²) şi un debit mare 200...400 l/min, precum şi menţinerea constantă a acestora, duce la depasivizarea hidrodinamică a suprafeţei de prelucrat, la creşterea productivităţii şi a preciziei prelucrării.

În cele mai multe cazuri, cînd suprafeţele sînt variabile în timpul prelucrării electrochimice, secţiunea de trecere a electrolitului se modifică şi deci presiunea nu poate fi menţinută constantă. Experimentările au dovedit că aceasta nu are o influenţă asupra preciziei şi nici asupra vitezei de avans, pentru că, odată cu suprafaţa, creşte şi intensitatea curentului, astfel că densitatea de curent rămîne constantă. Se pune problema cum se determină caracteristicile pompei pentru o anumită instalaţie de prelucrat electrochimic. În urma experimentărilor, s-a ajuns la concluzia că se poate considera că toată energia se transformă în căldură.

Pentru instalaţia de 5000 A, considerînd că se lucrează cu o tensiune medie de 12 V, energia consumată este :

$$W = U \cdot I$$

$$W = 12 \times 5000 = 60000 \text{ W}$$

Debitul de electrolit :

$$Q = \frac{W}{4180} = \frac{60\,000}{4180} = 14{,}35 \frac{\text{Kcal}}{\text{s}}$$

Exprimat prin masă debitul devine :

$$M_e = \frac{Q}{c(T_1 - T_2)} \frac{Kg}{\text{s}}$$

unde :

$$c = 0{,}52 \frac{\text{Kcal}}{\text{kg °C}} \text{ — căldura specifică}$$

$T_2 - T_1$ — diferența de temperatură dintre intrarea și ieșirea electrolitului din spațiul de lucru

$$M_e = \frac{14{,}35}{0{,}52 \cdot 12} = 2{,}3 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$$

Atunci debitul de electrolit este :

$$D = \frac{M_e}{\gamma}$$

unde $\gamma = 1{,}02 \frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$ — greutatea specifică a electrolitului

$$D = \frac{2{,}3}{1{,}02} = 2{,}25 \frac{l}{s} = 135 \frac{l}{\text{min}},$$

considerat la un randament de 0,8 ; deci, în final :

$$D = \frac{135}{0{,}8} = 162 \frac{l}{\text{min}}$$

Viteza electrolitului se calculează funcție de lungimea spațiului de lucru L, și de mărimea acestuia h, deci pentru fiecare piesă în parte :

$$V = \frac{D}{L \cdot h}$$

În general viteza electrolitului este cuprinsă între 30...50 m/s, iar presiunea se determină prin calcularea pierderii de presiune în interstițiul de lucru la care se adaugă 3...5 daN/cm² este suficientă pentru prelucrarea electrochimică.

Pentru instalația de 5000 A, în urma considerentelor arătate s-a proiectat și realizat o pompă volumetrică avînd debitul de 250 l/min și presiunea $p = 20$ daN/cm². Soluția constructivă constă în faptul că lagărele sînt scoase în afară, pentru a nu se produce ungerea cu lichidul de vehiculat deoarece este coroziv și ar duce la uzura rapidă a acestora. De asemenea, corpul pompei este executat din material plastic, indicat în această situație.

Pompele centrifuge pot fi folosite cu succes în condițiile existenței unei supape de presiune în circulația electrolitului. Dezavantajul acestora constă în faptul că sînt voluminoase, fiind necesare 8—10 trepte, pentru a putea ridica presiunea la maximum 16 daN/cm². Ca element al grupului de pompare și tratare a electrolitului, rezervorul de electrolit se recomandă a fi cît mai mare, peste 10 m³, pentru o instalație de 5000 A și executat din material plastic sau chiar din beton.

2. Mașina propriu-zisă

În lucrarea de față, ne vom ocupa de sistemul de avans care constituie subansamblul principal al unei mașini de prelucrat electrochimic. Soluția aleasă pentru sistemul de avans și modul în care acesta răspunde condițiilor impuse garantează performanțele mașinii, posibilitatea de repetabilitate a prelucrării, precizia prelucrării, calitatea suprafeței și evitarea distrugerii sculei și a piesei în cazul apariției pericolului de scurt-circuit.

Sistemul de avans a fost realizat în două variante, experimentate în vederea definitivării soluției pentru mașina de prelucrat electrochimic. În figura 2 se prezintă schematic sistemul de avans cu comandă hidraulică, cu dispozitiv de urmărire în sensul menținerii interstițiului constant în jurul interstițiului de echilibru notat cu „h_e". La analiza modului cum se realizează menținerea interstițiului

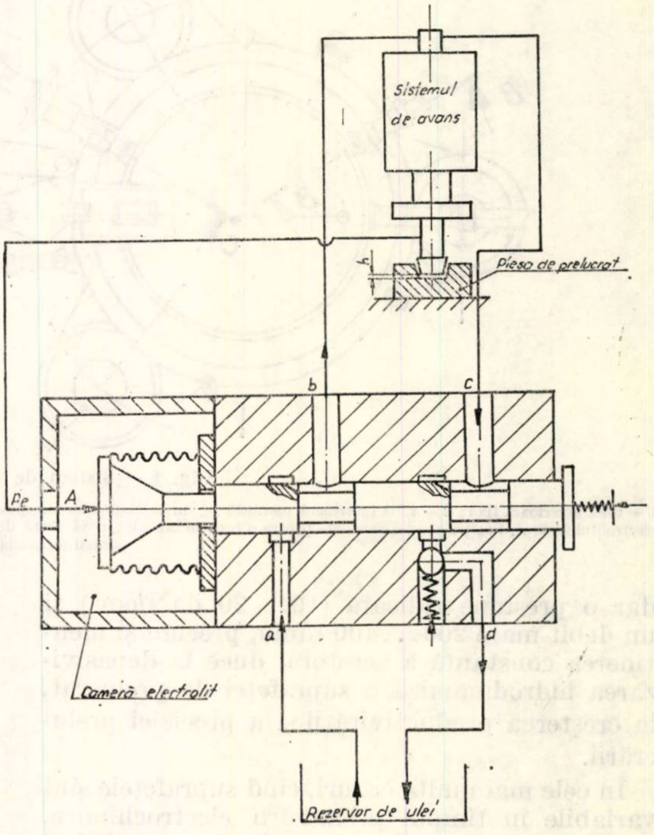


Fig. 2 — Dispozitiv avans automat pentru sistemul cu comandă hidraulică

constant în timpul lucrului, s-au luat în considerație următoarele cazuri :

a) *Situația de echilibru*

h = constant = h_e,

pentru suprafața de prelucrat constantă notată cu S.

Ecuaţia de echilibru este:

$$F_a = F_0 \quad (1)$$

unde: F_a — forţa de pretensionare a arcului

$$F_0 = p_0 S \quad (2)$$

în care: p_0 — presiunea reglată înaintea începerii lucrului.

b) *Situaţia de lucru*

$$h = h(t)\,;\; p_e = p_e(h)\,;\; f = f(h)$$

unde: p_e — presiunea electrolitului; f — săgeata arcului. Începînd erodarea electrochimică, h tinde să se mărească. În această situaţie, presiunea electrolitului p scade şi săgeata f a arcului se măreşte deplasînd sertăraşul dispozitivului pentru avans tinzînd să restabilească poziţia de echilibru, adică valoarea h_e numit interstiţiul de echilibru.

În sistem vor apare următoarele forţe:

$$F_{a_1} = F_a + K \cdot f \quad (3)$$

$$F_p = P_0 \cdot S - P_e \cdot S \quad (4)$$

unde:

Fa_1 — forţa arcului în situaţia dezechilibrării sistemului prin creşterea lui h;
k — constanta de elasticitate a arcului;
F_p — forţa dată de presiunea electrolitului în timpul lucrului.

Conform legii lui Newton ($m.a = F$) ecuaţia mişcării devine:

$$m\frac{d^2h}{dt^2} = F_{a_1} - F_p \quad (5)$$

înlocuind valorile F_{a_1} şi F_p şi reducînd F_a cu p_0 S conform relaţiilor (1) şi (2) ecuaţia devine:

$$\frac{d^2h}{dt^2} - Kf - p_e S = 0 \quad (6)$$

Ecuaţia (6) conţinînd trei necunoscute, h, f şi p, se vor căuta alte două relaţii pentru ca sistemul să fie compatibil.

Conform legii lui Hooke

$$\sigma = \varepsilon E \quad (7)$$

unde:

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0},$$

sau în funcţie de volum la limită

$$\varepsilon = \frac{dV}{V},$$

relaţia (7) devine:

$$dp_e = \frac{dV}{V} E \quad (8)$$

Împărţind membrii ecuaţiei 8 cu dt se obţine:

$$\frac{dp_e}{dt} = \frac{E}{V} \cdot \frac{dV}{dt} \quad (9)$$

Sertăraşul dispozitivului fiind element nedeformabil, forţele ce acţionează la extremităţile sale vor fi egale, respectiv forţa arcului $K \cdot f$ va fi egală cu forţa în camera de electrolit $p \cdot A$, unde:

A — suprafaţa echivalentă de acţiune a presiunii. Deci:

$$K \cdot f = p_e \cdot A \quad (10)$$

Relaţia presiunii se scrie:

$$p_e = \lambda \frac{lv^2}{2gd}, \text{ unde:}$$

$\lambda = \dfrac{0{,}3164}{\sqrt[4]{R}}$ — stabilită experimental;
l — lăţimea interstiţiului de lucru;
g = 981 cm/s²;
d = diametru hidraulic.

Înlocuind pe $v = \dfrac{Q}{L \cdot h}$ şi $d = 4\dfrac{L \cdot h}{2(L+1)}$ unde:

Q — debitul de electrolit;
L şi l — lungimea şi lăţimea suprafeţei de prelucrat.

se obţine:

$$p_e = \lambda \frac{l\,Q^2\,(L + l)}{4\,g\,L^3\,h^3} \quad (11)$$

şi înlocuind în relaţia (10) vom avea:

$$K \cdot f = \lambda \frac{lQ^2(L + l) \cdot A}{4\,g\,L^3\,h^3} \quad (12)$$

de unde:

$$f = \frac{\lambda\,l\,Q^2\,(L + l)\,A}{4\,K\,g\,L^3\,h^3}, \text{ notînd } \lambda \frac{lQ^2(L+l)A}{4\,k\,g\,L^3} = C$$

în care C este o constantă, pentru o anumită piesă vom obţine:

$$f = \frac{C}{h^3} \quad (13)$$

Diferenţiind:

$$\frac{df}{dt} = -\,C\frac{3h^2\dfrac{dh}{dt}}{h^6} = -\,3\,C\frac{\dfrac{dh}{dt}}{h^4} \quad (14)$$

Diferenţiind şi relaţia (6):

$$m\frac{d^3h}{dt^3} - K\frac{df}{dt} - S\frac{dpe}{dt} = 0 \qquad (15)$$

Introducînd relaţiile (9) şi (14) în (15) se obţine:

$$m\frac{d^3h}{dt^3} + 3CK\frac{\frac{dh}{dt}}{h^4} - \frac{SE}{V}\frac{dV}{dt} = 0 \qquad (16)$$

dar: $V = S \cdot h$ şi $dV = Sdh$ şi atunci:

$$m\frac{d^3h}{dt^3} + 3\,CK\frac{l}{h^4}\frac{dh}{dt} - SE\frac{l}{h}\frac{dh}{dt} = 0 \qquad (17)$$

Împărţind prin m masa cilindrului mobil şi a blocului port-sculă a sistemului de avans, relaţia (17) devine:

$$\frac{d^3h}{dt^3} + \left(\frac{3CK}{m}\frac{l}{h^4} - \frac{SE}{m}\frac{l}{h}\right)\frac{dh}{dt} = 0 \qquad (18)$$

Se caută soluţia de forma: $h = h_V \cos pt$, unde: $|h_V| = |h_{max}| = |h_{min}|$ şi înlocuind în (18) se obţine:

$$h_V p^3 \sin pt - \left(\frac{3CK}{m}\frac{l}{h_V^4 \cos^4 pt} - \frac{SE}{m}\frac{l}{h_V \cos pt}\right) h_V p \sin pt = 0 \qquad (19)$$

Cum în procesul prelucrării electrochimice frecvenţa variaţiei lui h în jurul poziţiei de echilibru trebuie să fie cît mai mică tinzînd către zero rezultă: $\cos pt = 1$.

În aceste condiţii:

$$p = \pm\sqrt{\frac{l}{m\,h_V}\left(\frac{3CK}{h_V^3} - SE\right)} \qquad (20)$$

Introducînd valoarea lui p în soluţia aleasă se obţine:

$$h = h_V \cdot \cos t\sqrt{\frac{l}{mh_V}\left(\frac{3\,CK}{h_V^3} - SE\right)} \qquad (21)$$

În figura 3 sînt reprezentate grafic funcţiile $h = h(t)$ şi $f = f(h)$, pentru $t = 0$, $h = h_V$, iar în timpul prelucrării cînd t creşte, h variază cosinusoidal între valorile $h_{V\,max}$ şi $h_{V\,min}$. Faptul că prelucrarea nu se poate produce cu un interstiţiu h_e = constant impune ca sistemul de avans să realizeze variaţii ale distanţei h_v cît mai mici. Reprezentarea grafică a funcţiei $f = f(h)$, arată că h_V ia o valoare minimă cînd

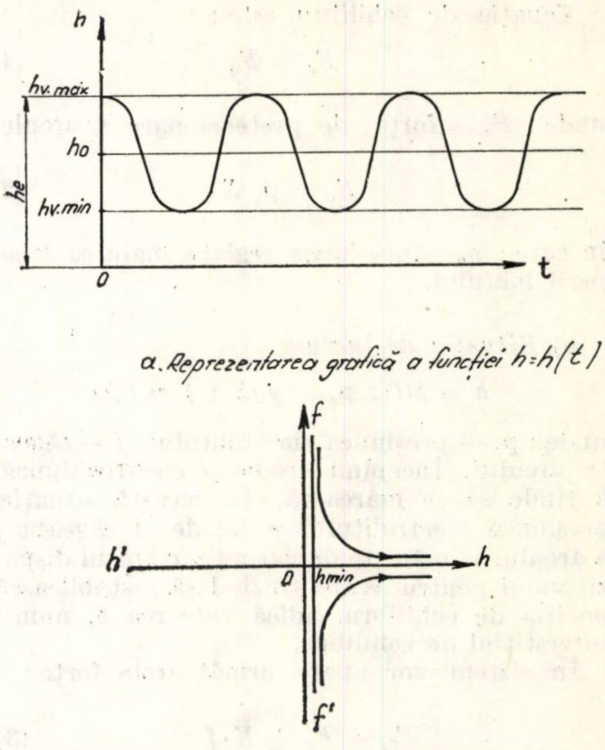


Fig. 3 — a) Reprezentarea grafică $h = h\,(t)$
b) Reprezentarea grafică $f = f\,(h)$

săgeata arcului este foarte mare, tinzînd către infinit, lucru dificil de realizat constructiv.

Experimentările făcute în laborator au dovedit că la un interstiţiu $h_e = 0{,}25$ mm sînt variaţii $h_V = \pm\, 0{,}1$ mm, neadmise în cazul prelucrării unor piese cu toleranţe strînse. Continuînd probele cu interstiţii sub 0,25 mm, nu s-a putut executa prelucrarea dat fiind desele intrări în scurtcircuit, ceea ce confirmă demonstraţia teoretică făcută mai înainte. Aceste concluzii au apărut în urma probelor de prelucrare a unei suprafeţe constante.

În situaţia prelucrării unei suprafeţe variabile, menţinerea unui interstiţiu constant nu se poate realiza cu acest sistem, deoarece există şi o variaţie a forţei în camera de electrolit, interstiţiul crescînd sau descrescînd proporţional cu suprafaţa de prelucrat. Concluziile după experimentarea acestei variante de sistem de avans au dus la căutarea unei alte soluţii care să răspundă mai bine cerinţelor de prelucrare cu avans constant.

Experimental s-a demonstrat că legea lui Ohm se verifică pentru rezistenţa totală a circuitului electric formată din:

$$R_T = R_1 + R_2 + R_3 \qquad (22)$$

în care:

R_1 — rezistenţa anodului;
R_2 — rezistenţa catodului;
R_3 — rezistenţa peliculei de electrolit.

Cum rezistenţa sculei şi a piesei sînt constante şi foarte mici în comparaţie cu rezistenţa elec-

trolitului, pentru prelucrarea pieselor de dimensiuni mai mari acestea se neglijează. În această situaţie relaţia (22) devine :

$$R_T = R_3 = \rho \frac{h}{S} \qquad (23)$$

în care :

ρ — rezistivitatea electrolitului ;
h — interstiţiul de prelucrare ;
S — suprafaţa de prelucrat.

În condiţiile menţinerii rezistivităţii electrolitului, constantă, adică menţinerea concentraţiei şi a temperaturii constante, rezistenţa depinde numai de h şi S. Atunci legea lui Ohm se scrie :

$$U = I \rho \frac{h}{S} \qquad (24)$$

Această situaţie a dus la realizarea unui sistem de avans electromecanic. Avantajele acestui sistem de avans rezultă din avantajele motorului electric realizat cu întrefier axial şi rotor disc.

În procesul prelucrării electrochimice indiferent de configuraţia piesei de prelucrat, se cere ca interstiţiul de lucru să fie constant. Pentru menţinerea interstiţiului constant se disting trei variante pe care trebuie să le îndeplinească sistemul de avans :

a) *Turaţia constantă*. În această situaţie, motorul electric va avea o turaţie constantă dar astfel aleasă ca :

$$V \leqslant V_e$$

unde :

V — viteza de avans a sculei ;
V_e — viteza de erodare electrochimică.

iar :

$$V_e = 60 \frac{I \cdot V_{sp}}{\gamma \cdot S} \frac{\text{mm}}{\text{min}} \qquad (25)$$

unde :

V_{sp} — viteza specifică de erodare electrochimică (constantă pentru un aliaj dat)
γ — greutatea specifică a aliajului.

atunci :

$$V_e = \frac{K \cdot I}{S} \qquad (26)$$

Introducînd pe I din relaţia (24) în relaţia (26) şi pe ρ introducîndu-l în constanta K, obţinem :

$$h = \frac{K_l \cdot U}{V_e} \qquad (27)$$

Pentru menţinerea interstiţiului h constant, chiar în cazul turaţiei constante, se impune ca sursa de curent continuu să fie stabilizată, furnizînd la o tensiune constantă, valori diferite ale curentului de sarcină. Interstiţiul de lucru în această variantă nu depinde de mărimea suprafeţei de prelucrat.

Este important acest lucru la prelucrarea suprafeţelor care cresc în timpul prelucrării şi curentul crescînd proporţional cu suprafaţa, prelucrarea se desfăşoară cu o densitate de curent constantă.

b) *Intensitatea constantă*. Relaţia (24) se mai scrie :

$$h = \frac{S \cdot U}{\rho \cdot I}$$

Sursa de curent fiind stabilizată în tensiune, dispozitivul electronic de comandă a sistemului de avans menţine valoarea curentului constantă ; interstiţiul de lucru h depinde numai de mărimea suprafeţei de prelucrat. Această variantă este folosită pentru suprafeţe constante, pentru ca prelucrarea să se desăşoare cu densitate de curent constantă.

c) *Tensiunea constantă*. Dispozitivul electronic comandă sistemul de avans pentru menţinerea tensiunii constante dar această variantă impune ca sursa de curent să fie stabilizată în curent. Acest sistem de avans electromecanic a fost adoptat la realizarea instalaţiei prototip de 5000 A. Instalaţia, cu sistemul său de avans, permite comenzi simple şi precise pentru reglare şi oprire precisă la cotă şi evitarea scurtcircuitului prin comanda electronică şi dispozitivul de detecţie.

Pentru evitarea perturbaţiilor produse de curenţii de prelucrare foarte mari, comanda electronică trebuie foarte bine ecranată.

În figura 4 se prezintă maşina prototip de prelucrat electrochimic tip ECR-01, realizată în colaborare cu ICPE pe baza rezultatelor cercetării subansamblelor tratate mai sus. Caracteristicile principale ale maşinei ECR-01, realizată şi omologată la ICPTCM, se prezintă mai jos :

Caracteristici mecanice

— Dimensiunile mesei de lucru . . .1360× 960 mm
— Cursa mesei : — longitudinală . .400 mm
— transversală . . 180 mm
— Cursa de lucru a sistemului de avans 190 mm
— Dimensiunile maxime ale piesei de prelucrat . . . . 900× 600× 300 mm

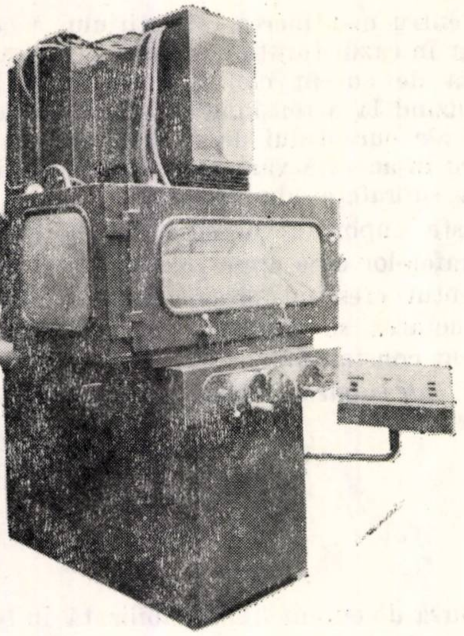


Fig. 4 — Maşina de prelucrat electrochimic tip ECR—10.

Summary

The article presents a synthesis of some experimental research papers (the accent being laid on the constructive part) as regards the conditions imposed to an electrochemical tooling equipment by the requirements of the electrochemical tooling process itself.

On basis of the main units, the study of the optimum variant of each of them is pointed out, as a consequence of laboratory experiments and of some theoretical considerations on clarifying the electrochemical tooling process requirements for metals.

A detailed analysis of the two feed systems is done, thus theoretically and experimentally demonstrating the advantages of the electromechanical feed over the hydraulic control one.

Résumé

L'article représente une synthèse de quelques travaux de recherche expérimentale concernant les conditions imposées à une installation d'usinage electro-chimique par les nécessités du processus d'érosion électro-chimique.

Conformément à l'étude des principaux sous-ensembles on met en évidence la variante optima pour chacun d'entre eux, résultée des expériences de laboratoire et des considérations théoriques sur l'élucidation des demandes du processus de l'usinage électro-chimique des métaux. Les auteurs font une analyse détaillée des systémes d'avance en démontrant d'une manière théorique et expérimentale les avantages de l'avance electromécanique par rappprt a l'avance par commande hydraulique.

Caracteristici tehnologice:

— Interstiţiul sculă piesă (minim) . 0,1 mm
— Curent maxim. . . . . 5000 A
— Viteza de lucru (reglare, continuă) 0,2 ... 7 mm

Caracteristicile sursei de curent continuu:

— Curent maxim . . . . 5000 A
— Tensiunea de lucru stabilizată (reglabilă) 6 ... 18 V.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: Machine — Outil Française Nr. 242, mai, 1968 pag. 135—145.

[2] *De Barr, A. E., Oliver, D. A.*: L'usinage electrochimique, 1971.

[3] *Wilson, J. F.*: Practice and Theory of Electrochemical Machining, 1971.

[4] *Den Hartog*: Vibraţii mecanice, Paris, 1970.

[5] *Gosger, P.*: Probleme constructive privind instalaţiile de prelucrare electrochimică (Expres — Information — U.R.S.S.).

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt eine Synthese einiger Experimentaluntersuchungen (vor allem der Konstruktions seite), betreffs der vom funkenerosiven Abtragen gestellten Forderungen an die entsprechende elektrochemische Bearbeitungsanlage dar. Auf Grund der Untersuchung der Hauptbaugruppen wird die Optimalansführung jeder Baugruppe gezeigt, infolge der Laborversuche und einiger theoretischen Betrachtungen betreffs Klärung der Forderungen an die elektrochemische Metallbearbeitung. Es wird eine ausführliche Untersuchung beider Vorschubsysteme durchgeführt, indem die Vorteile des elektromechanischen Vorschubs gegenüber demgenigen hydraulischer Stenerung experimentell bewiesen werden.

Резюме

Статья представляет синтез нескольких работ опытно — изыскательных, что касается условий предписанных установке электрохимической обработки как последствие требований процесса электрохимической эрозии.

На оснований изучения главных узлов показывается оптимальный вариант каждого из них, как следствие лабораторных опытов и теоретических соображений, что касается требований процесса электрохимической переработки металлов.

Делается подробный анализ обоих систем для подачи, констатируя теоретически и опытами преимущества электрохимической подачи по сравнению с подачей с гидровлическим управлением.

CZ: 621.747: 621.9.047

Contribuţii privind tehnica şi tehnologia de aplicare a procedeului de debavurare şi rotunjire electrochimică a muchiilor

Ing. Constantin Iliescu – I.C.P.T.C.M. – Bucureşti

Introducere

Necesitatea prelucrării bavurilor unor piese ce se produc în serie mare şi masă, precum şi a eliminării operaţiilor de debavurare manuală a impus introducerea procedeului de debavurare electrochimică, alături de procedeele cunoscute de debavurare: mecanică, chimică, mecanochimică, electrochimică în baie. Dacă pînă în anul 1967 procedeul era folosit în general la prelucrarea bavurilor greu accesibile (din interiorul pieselor) în perioada 1970–1975 procedeul a fost extins şi în prezent în industria europeană au fost introduse linii automate de prelucrare electrochimică a bavurilor ce asigură productivităţi de 30.000 bucăţi pe schimb. Tehnologia de aplicare a procedeului este cuprinsă în sfera preocupărilor din ICP-TCM, în cadrul acţiunii de introducere a procedeelor de prelucrare neconvenţionale în industrie.

Bazele teoretice ale procedeului

Procedeul de prelucrare electrochimică a bavurilor este un caz particular de aplicare a procedeului de prelucrare electrochimică a metalelor. La debavurare, electrodul sculă nu se deplasează în raport cu piesa, debavurarea fiind o prelucrare electrochimică statică. Deoarece pe vîrfurile ascuţite şi muchii se produce o concentrare a liniilor de curent, densitatea de curent este mai mare, iar dizolvarea anodică a acestora se realizează cu viteză diferită faţă de suprafeţele din imediata apropiere.

Dizolvarea anodică se produce conform reacţiilor de electroliză, în funcţie de electrolitul folosit şi legile lui Faraday. Spre deosebire de procedeul de debavurare în baie, distanţa dintre electrodul sculă şi piesă este foarte mică (0,1 . . . 1 mm) şi formează interstiţiul de lucru iniţial. Electrolitul circulă între cei doi electrozi (scula şi piesa) şi asigură declanşarea reacţiilor specifice electrolizei la anod şi catod, precum şi îndepărtarea produselor de prelucrare.

Deoarece electrodul-sculă nu se deplasează în raport cu piesa, este necesară determinarea variaţiei în timp a mărimii spaţiului dintre

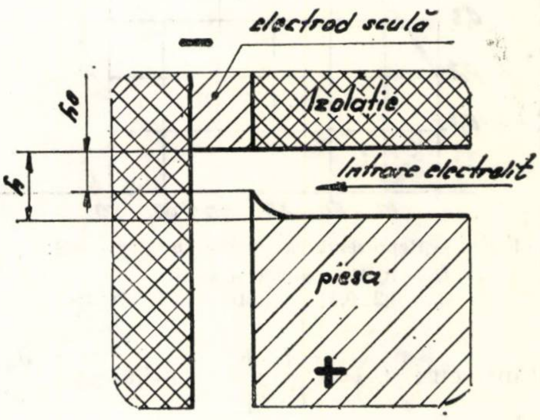


Fig. 1 – Schema elementului de dispozitiv:
h_0 – interstiţiu iniţial;
h – interstiţiu final.

electrodul-sculă şi electrodul-piesă, pentru a stabili timpul necesar de prelucrare şi pentru îndepărtarea unei bavuri de o anumită dimensiune, în funcţie de parametrii regimului de prelucrare (fig. 1 şi fig. 2).

Dacă densitatea de curent în interstiţiu sculă-piesă este

$$j = -\frac{U \cdot K}{y} \quad (\mathrm{A/cm^2}) \qquad (1)$$

unde:

j – densitatea de curent ($\mathrm{A/cm^2}$);
U – tensiunea (V);
K – conductivitatea (m.S/cm);
y – interstiţiu sculă piesă (cm).

derivata întîi a funcţiei $y = f(t)$, reprezintă viteza de variaţie a interstiţiului sculă-piesă în raport cu timpul :

$$\frac{dy}{dt} = \frac{\varepsilon \cdot U \cdot K}{F \cdot \gamma_m \cdot y} \text{ (cm/)s} \quad (2)$$

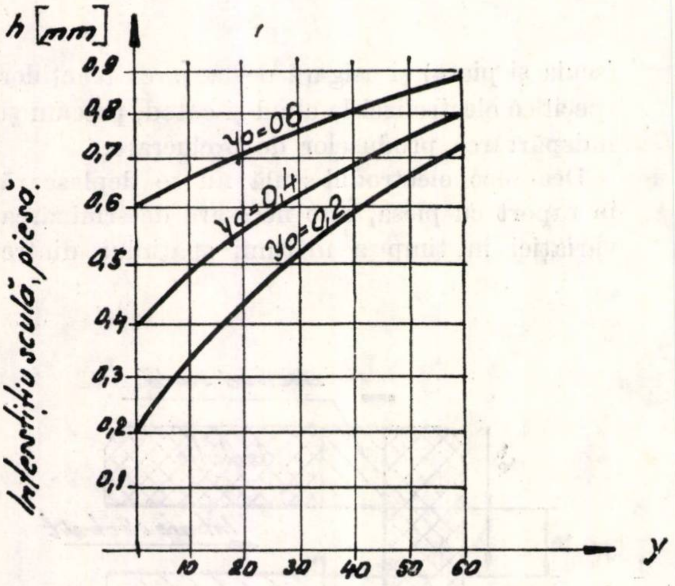


Fig. 2 — Reprezentarea funcţiei $y = f(t)$ pentru :
$U = 16$ V ; $k = 120$ m s/cm
$y_0 = 0{,}2 ; 0{,}4 ; 0{,}6$ (interstiţiul iniţial)

Notăm cu : $C = \frac{\varepsilon \cdot U \cdot K}{F \cdot \gamma_m}$ (cm²/s) şi $\frac{dy}{dt} = \frac{C}{Y}$, unde :

ε = greutatea atomică (gr) ;
U = tensiunea de lucru (V) ;
F = nr. lui Faraday
γ_m = greutatea specifică (7,8 gr/cm²) ;

Integrăm şi obţinem ; :

$$y^2 - y_0^2 = 2\,ct, \text{ de unde :}$$

$$y = \sqrt{2 \cdot c \cdot t + y_0^2} \text{ (cm)} \quad (3)$$

Funcţia $J = J(t)$ este o parabolă ; se reprezintă grafic pentru o anumită valoarea constantei C, în funcţie de parametrii cunoscuţi (fig. 2), pentru a determina timpul necesar pentru prelucrarea unei bavuri de o anumită înălţime cu condiţia ca interstiţiul iniţial între piesă şi sculă să aibă valoarea *ho*. În funcţie de conductivitatea electrolitului K (ms/cm) şi $U(v)$ tensiunea de lucru se pot trasa nomograme ajutătoare în vederea stabilirii regimului de prelucrare.

Dispozitivul casetă şi electrodul sculă

La elaborarea unei tehnologii de debavurare electrochimică este necesară proiectarea execuţiei şi experimentarea dispozitivului-casetă de prelucrare. La faza de experimentare se realizează corecţia regimului de prelucrare precum şi corecţii constructive asupra dispozitivului. Proiectarea dispozitivului este dificilă şi are la bază respectarea unor principii funcţionale de bază. Astfel, dispozitivul casetă trebuie să asigure poziţionarea piesei în raport cu electrodul, izolarea suprafeţelor ce nu se prelucrează, alimentarea cu electrolit a zonei de prelucrare, conectarea şi deconectarea rapidă a piesei la anod, racordarea la circuitul de alimentare cu electrolit şi prinderea la maşina de prelucrat. Elementele dispozitivului se confecţionează din materiale electroizolante, mase plastice, oţeluri inoxidabile, cupru şi aliaje de cupru. Electrodul-sculă este un element al dispozitivului şi trebuie să asigure prelucrarea corectă a bavurilor. Forma electrodului-sculă este dictată de profilul suprafeţei pe care sînt dispuse bavurile, restul suprafeţelor sînt izolate în raport cu piesa şi circuitul de alimetare cu electrolit, în vederea evitării unor fenomene secundare de prelucrare a altor suprafeţe. Circulaţia electrolitului în interiorul casetei trebuie să asigure declanşarea electrolizei între electrodul-sculă şi piesă pe tot profilul cu bavură, precum şi îndepărtarea uniformă a produselor de prelucrare. Contactele electrice trebuie să asigure conectarea la sursa de curent continuu a piesei şi a electrodului-sculă şi trecerea curentului de lucru fără pierderi sau încălziri. Dispozitivul este format din partea inferioară, care asigură orientarea piesei în raport cu electrodul-sculă şi partea superioară, care asigură închiderea piesei şi formarea unei camere de circulaţie a electrolitului. Această concepţie în construcţia dispozitivului a impus ca prin cinematica utilajului să asigure închiderea şi deschiderea rapidă a dispozitivului. Desigur, construcţia dispozitivului este dictată de forma piesei şi de zona în care este dispusă bavura de prelucrat. Deoarece nu există încă un îndrumar de proiectare a dispozitivului, proiectarea are la bază experienţa acumulată de cel care elaborează tehnologia. Se remarcă necesitatea corecţiei constructive a dispozitivului de faza de experimentări. Dispozitivul experimental este construit pentru debavurarea unei singure piese, de la care se trece la un dispozitiv care poate prelucra mai multe piese simultan (2 . . . . 20 buc) în funcţie de performanţele utilajului.

Utilaje de debavurare şi parametrii regimului de prelucrare

Utilajele de debavurare cuprind următoarele subansamble : maşina propriu-zisă, sursa de curent continuu, agregatul pentru electrolit şi centrifuga pentru curăţirea electrolitului.

Maşina propriu-zisă asigură prinderea dispozitivului şi acţionarea lui la închidere şi des-

chidere (acţionarea se realizează pneumatic), alimentarea dispozitivului de lucru cu electrolit, conectarea electrozilor la sursa de curent continuu şi colectarea electrolitului uzat. Maşina se compune din : batiu, bacul de lucru, montant, capul maşinii şi sistemul pneumatic de acţionare a mesei superioare mobile, tuburi de alimentare cu electrolit şi cabluri de legătură.

Agregatul pentru electrolit asigură stocarea electrolitului, reglarea temperaturii sale cu o precizie de $\pm$ 1°C şi pomparea electrolitului. Este format din : bazinul propriu-zis, pompa pentru electrolit, sistemul de încălzire şi răcire a electrolitului şi un servoventil care asigură alimentarea cu electrolit.

Centrifuga colectează electrolitul uzat, îl curăţă de hidroxizi şi îl trimite la agregatul pentru electrolit.

Sursa de curent continuu furnizează curentul de lucru necesar în procesul de prelucrare ; puterea sursei este divizată pe mai multe posturi de lucru, care asigură alimentarea dispozitivului.

Utilajul este conceput să funcţioneze în ciclu semiautomat : operatorul alimentează dispozitivul cu piese şi comandă manual pornirea ciclului. Dispozitivul se închide automat, electrolitul este adus în zona de prelucrare prin deschiderea servo-ventilului de admisie a electrolitului ; după trecerea unui timp de 3—5 sec sursa de curent continuu este cuplată.

Timpul efectiv de prelucrare este reglat cu ajutorul unui releu de timp în limitele de 5...60 sec. Releul de timp comandă oprirea sursei de curent, închiderea servoventilului de admisie a electrolitului şi deschiderea dispozitivului. După descărcarea dispozitivului ciclul poate fi reluat în aceleaşi condiţii. Etapa cea mai importantă o constituie, experimentările tehnologice iniţiale de stabilire a parametrilor regimului de prelucrare.

Parametrii regimului de prelucrare şi domeniile de reglare se asigură de utilaj astfel :

— Tensiunea de lucru . . . . . . .5—30 V
— Curent maxim pe un post . . . .50 A
— Număr de posturi 10
— Interstiţiu de lucru . . . . . . 0,1—1 mm
— Conductivitatea electrolitului. . .67—300 m s/cm
— Temperatura electrolitului. . . . 30—40°C
— Presiunea electrolitului. . . . . .0,5—3 daN/cm^2
— Debitul de electrolit . . . . . . 10—100 daN/cm^2

Parametrii regimului de prelucrare stabiliţi sînt corectaţi la faza de experimentări şi sînt daţi prin fişa tehnologică.

Domenii şi exemple de aplicare

Aplicarea procedeului în industrie se face pe baza unei analize de oportunitate, atît din punct de vedere tehnic, cît şi din punct de vedere economic. Procedeul poate fi aplicat la debavurarea de piese ce se produc în serie mare şi masă şi pentru care în faza de experimentări se obţin rezultate satisfăcătoare. Procedeul a fost introdus în industria de automobile, tractoare, aparataj hidraulic, aparataj de injecţie pentru motoare, maşini-unelte.

Se poate face o clasificare a pieselor ce urmează a fi prelucrate în funcţie de condiţiile de apariţie a bavurilor, de suprafeţele de dispunere, locul în care sînt dispuse bavurile, şi de procedeul de prelucrare în urma căruia a rezultat bavura.

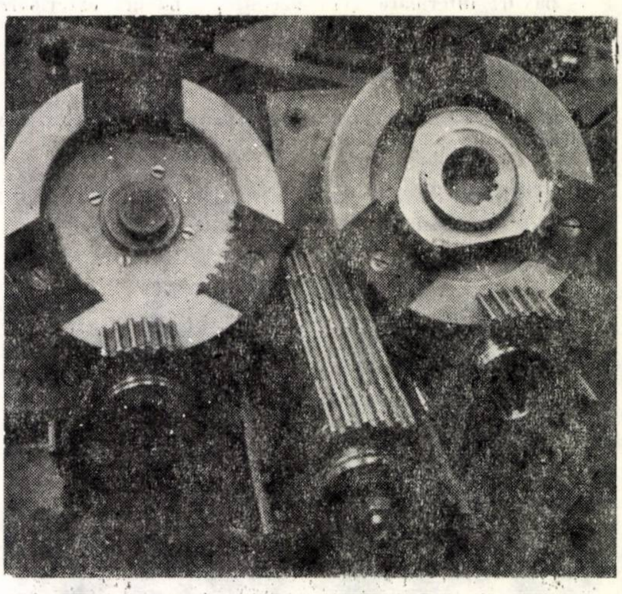


Fig. 3 — Dispozitivul casetă pentru debavurare „Suport sincronizator".

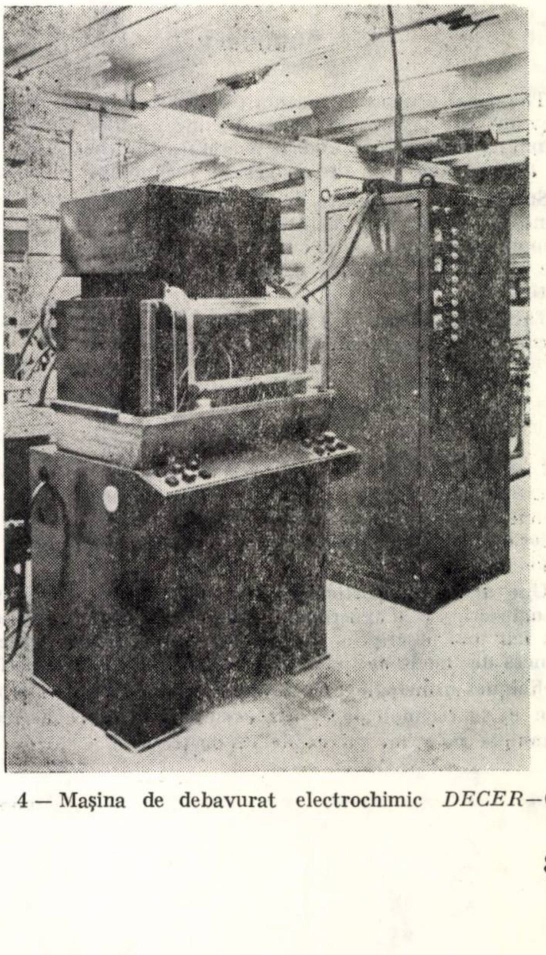


Fig. 4 — Maşina de debavurat electrochimic *DECER*—01.

În funcţie de **condiţiile de apariţie a bavurilor şi de suprafeţele de dispunere avem :**

a) Intersecţii de suprafeţe cilindrice, arbori cotiţi, duze de injecţie, corpuri de pompe de injecţie, biele, corpuri de distribuţie, corpuri de robinet.

b) Intersecţii de suprafeţe, profilate cu suprafeţele plane, roţi dinţate pentru cutii de viteză, piese forjate după operaţia de debavurare mecanică, chei fixe, piese stanţate la rece, canale de pană, butuci canelaţi.

În funcţie de **locul de dispunere :**

— bavuri interioare greu accesibile, bavuri exterioare.

În funcţie de **procedeul de prelucrare** în urma căruia a rezultat bavura :

— găurire, strunjire, frezare, mortezare, ştanţare, broşare, rectificare.

În figurile 3, 4, 5 şi 6 este arătat un exemplu concret de aplicare a procedeului de debavurare

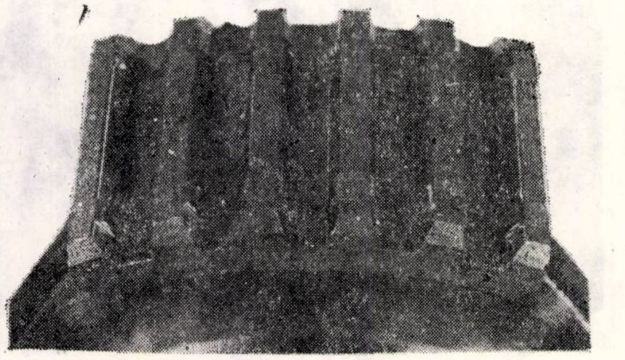


Fig. 5 — Piesa înainte de operaţia de debavurare.

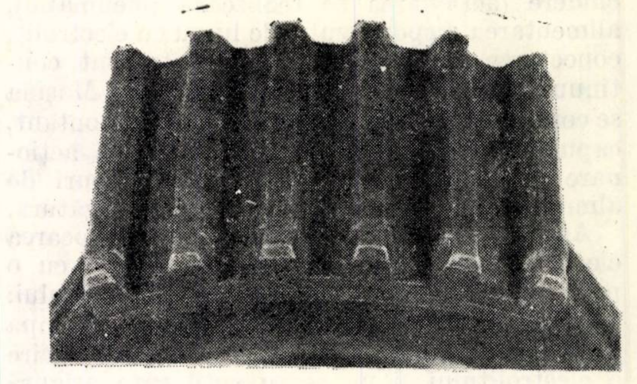


Fig. 6 — Piesa după operaţia de debavurare.

electrochimică, precum şi utilajul pe care s-au efectuat experimentările tehnologice.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Gosger, P.* : Beispiele fürdas electrochemische Entgraten. Sonder druk ans Werkstattstehnik Nr. 59. Iahrgang (1969) Heft. 6.

[2] *Gosger, P.* : Anwendung des elektrochemischen Fovmentgratens. Sonderdruck ans VDI-Berichte Nr. 1150, 1970 seite 119—122.

[3] *Wahl, H.* : Electrochemische konturbearbeitung. Zeitschrift fur Wirtschaftliche Fertigung. nr. 65. Iahrgang (1970) Heft 8

[4] *Manz, W.* : Electrochemisches Formengraten und Konturbearbeiten Anwendungsbeispiele. TZ fur praktische Metallbearbeitung. 69 Iahrgang (1975) Heft 3.

[5] *E. de Barret, A., Oliver, D.-A.* : L'Usinage electrochimique, Editions EyroNes, 1971.

Summary

The paper presents a synthesis of the application methodology for the process of electrochemical edges burring and rounding in industry and it examines the theoretical basis of the process and the stages of technology elaboration.

Special care is given to design and experimentation conditions and to working facilities as well. A description of the equipment used during experiments is done and also of the way it functions and of the principal technical characteristics.

The field of technology application and examples of electrochemical burring for industrial parts are presented.

Résumé

L'étude présente une synthèse de la méthodologie d'application du procédé d'ébarbage et l'arrondissement électrochimique des arêtes dans l'industrie, en examinant les bases théoriques du procédé et les étapes d'élaboration de la technologie.

Une attention particuliere est accordée aux conditions d'engineering et d'expérimentation des dispositifs necéssaires. On fait une description des outils employés pour les expériences du mode de fonctionnement et des caractéristiques techniques principales. On présente le domaine de l'application de la technologie et des exemples d'ébarbage électrochimique pour les pièces de l'industrie.

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt eine Synthese der Anwendungstechnologie des elektrochemischen Kantenbrundung- und Entgratverfahrens in der Industrie dar, indem die theoretische Grundlagen und die Ausführungsstufen der Technologie überprüft werden.

Eine besondere Aufmerksamkeit wird der Entwurfsund-Versuchsbedingungen der Einrichtungen geschenkt. Weiter folgt eine Beschreibung des bei den Versuchen verwendeten Gerätes, seiner Betriebsart und der technischen Hauptmerkmale. Schließlich wird das Anwendungsgebiet der Technologie, sowie Beispiele des elektrochemischen Entgratens für industrielle Werkstücke dargestellt.

Резюме

Статья представляет синтез метофдологий применения в промышленности электро-химического процесса: удаления заусенец и округления кромок, изучая теоретические базы процесса и этапы выработки технологий.

Особое внимание уделено условиям проектирования и испытания инструментов производства.

Описывается оборудование употребляемое для опытов, способ работы и главные технические характеристики. Показывается область применения технологий и даются примеры удаления заусенец электрохимическим способом для промышленных деталей.

CZ: 621.9.047.7 : 621.9.048.4 : 669.27/.29

Influențe ale electrolitului în pasivizarea anodică a curburilor de wolfram pentru prelucrarea prin eroziune electrochimică

Prof. univ. dr. doc. ing. Aurel **Nanu** – Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
Asist. univ. ing. Eugen **Falniță** – Universitatea din Timişoara
Ing. Nicolae **Mirică** – Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

1. Considerații generale

Folosirea celui mai adecvat electrolit în prelucrarea prin eroziune electrochimică conduce la performanțe ridicate ale prelucrării. Alegerea electrolitului prezintă complexitate datorită multitudinii variabilelor interdependente ce îl caracterizează. Excluzînd cele două proprietăți principale ale sale (o bună conductivitate în transportul ionilor între anod și catod asigurată printr-un potențial standard negativ ridicat al cationilor și pozitiv al anionilor, precum și eliberarea metalului prelucrat în soluție printr-o solubilitate înaltă a compușilor anionici cu metalul prelucrat), electrolitul mai trebuie să aibă stabilitate termică, corozivitate redusă, filtraj convenabil, și să fie exploatabil fără pericol de toxicitate. Electroliți care să întrunească toate cerințele nu există. Îmbunătățirea proprietăților lor se poate obține prin utilizarea de aditivi, selectați corespunzător pentru o mai bună udare a suprafeței electrodului, corectivi ai rugozității suprafețelor prelucrate, inhibitori de coroziune, activanți, agenți speciali. Cei mai utilizați electroliți sînt soluțiile apoase neorganice. Adecvate materialelor metalice extradure sînt soluțiile de azotați, hidroxizi de sodiu sau (și) în combinație cu fosfați, carbonați, acetați. Lucrarea de față își propune să evidențieze cîțiva electroliți optimi prelucrării electrochimice a aliajelor dure din carburi de wolfram prin prisma pasivizării anodice.

2. Condiții experimentale

Cercetările experimentale s-au efectuat asupra materialelor metalice dure de compozițiile prezentate în tabelul 1 pe eșantioane cu supra-

Tabelul 1

Nr. crt.	Conținut în %				
	W	Co	C	Ti	Fe
eșantion 1	78,20	16,20	5,14	0,05	—
eșantion 2	78,41	15,80	5,06	0,03	—
eșantion 3	82,46	11,34	5,81	—	urme
eșantion 4	85,91	8,00	5,50	0,04	

fețe de respectiv: (1) 21,5mm^2; (2) 7,5mm^2, (3) 8,75 mm^2, (4) 9 mm^2. Soluțiile testate sînt următoarele: (1) 10% NaCH+5% $NaNO_3$; (2) 10% NaOH (leșie) + 5% $NaNO_3$; (3) 10% NaOH(leșie) + 5% NH_4NO_3; (4) 15% acvafil; (5) 5% NaOH(leșie) + 5% NH_4NO_3 + 5% acvafil; (6) 5% NaOH(leșie) + 5% NH_4NO_3 + 2% Na_3PO_4; (7) 10% NaOH(leșie)+5% NH_4NO_3+ + 5% superfosfat simplu; (8) 5% NaOH(leșie)+ + 5% NH_4NO_3 + 5% CH_3COONa. Determinările au fost efectuate la temperaturile următoare: (1) 295°K; (2) 318°K; (3) 353°K, fără agitarea electrolitului. S-au efectuat determinări experimentale potențiodinamice prin utilizarea unui potențiostat de tip PS 23 și înregistrator xy. Temperatura a fost reglată cu un ultratermostat tip U 10. Vitezele de polarizare utilizate sînt de 0,4V min^{-1} (fig. 1 și fig. 2) și 0,066V min^{-1} (fig. 3). Experimentările s-au executat pe domeniul de potențial −0,6... +2V față de electrodul saturat de calomel. Drept electrod de opoziție s-a folosit o plăcuță de platină.

3. Rezultate experimentale

În figurile 1a și 1b sînt reprezentate curbele de polarizare anodică obținute pentru materialele de compozițiile (1) și respectiv (2) corespunzătoare tabelului 1; în figurile 2a și 2b — curbele de polarizare anodică pentru materialele de compoziție (3) și respectiv (4), conform aceluiași tabel și în figura 3 — curbele de polarizare anodică pentru compoziția (1).

Sistemul de notare al curbelor este următorul: din grupul de cîte două cifre, prima reprezintă temperatura soluției, iar a doua cifră — soluția electrochimică, ambele conform numerotării din cap. 2; exemplu: curba 24 reprezintă polarizarea anodică a materialului respectiv la temperatura (2) de 318°K în soluția (4) apoasă de concentrație 15% acvafil. Din analiza curbelor de polarizare reies următoarele corelații:

— soluțiile electrolitice (1), (2) și (3), diferind între ele prin înlocuirea NaOH cu leșie, sau (și) a $NaNO_3$ cu NH_4NO_3, nu prezintă pe domeniile studiate deosebiri evidente;

— soluția (7) diferind de soluția (3) prin adaosul de superfosfat $[Ca(H_2PO_4)_2 \cdot H_2O + CaSO_4]$ introduce o ușoară depolarizare deplasînd potențialul spre valori mai negative cu circa 0,2 V, ceea ce are ca urmare o îmbunătățire a randamentului electrochimic, deci și posibilitatea de a utiliza o densitate mai mare de curent în prelucrarea electrochimică;

— soluțiile (6) și (8) comparativ cu (3) deplasează curbele spre valori pozitive, adesea cu apariția treptelor de pasivizare, explicate prin formarea de oxizi. În domeniul de potențial −0,3 ... + 0,6, comparativ cu comportarea soluțiilor (1), (2) și (3) redată în figura 3 detaliat, înlătură fenomenul de blocare pentru un timp a suprafeței cu compuși care și la soluțiile (1), (2) și (3), la un potențial mai pozitiv, sînt înlăturați;

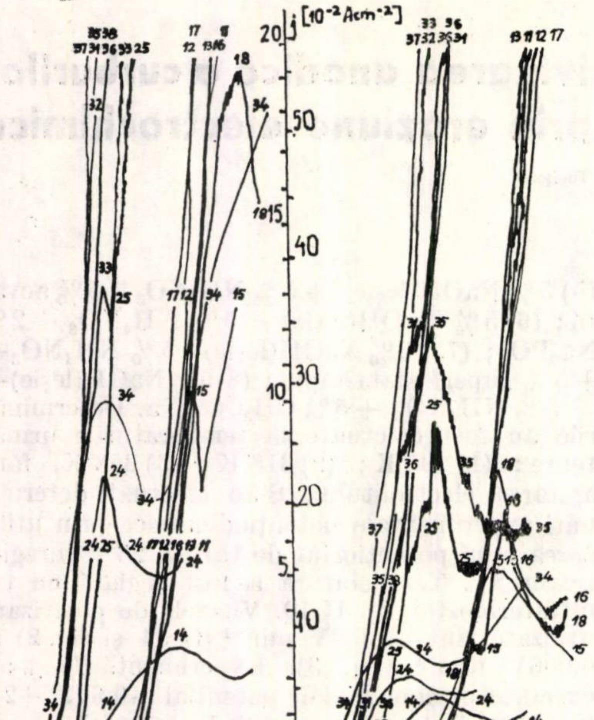


Fig. 1. Curbe de polarizare anodică: a) ale materialului de compoziție (1) și b) ale materialului de compoziție (2) (v. tab. 1) (simbolizarea curbelor conform capitolului 3).

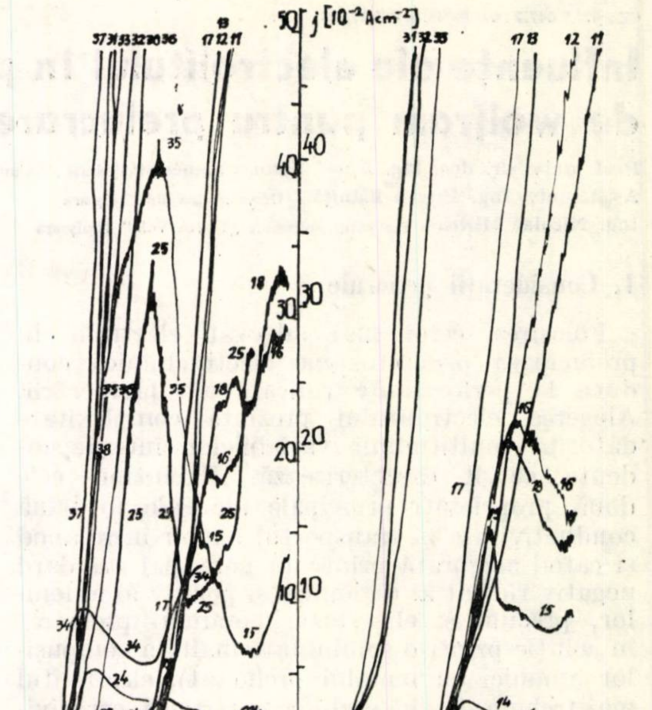


Fig. 2. Curbe de polarizare anodică: a) ale materialului de compoziție (3) și b) ale materialului de compoziție (4) (v. tab. 1) (simbolizarea curbelor conform capitolului 3).

— soluția (4), avînd acvafil din motive de inhibare a coroziunii [2], prezintă densități de curent limită mici, fapt remarcat și la soluția (5), care diferă de soluția (3) prin adaos de acvafil, unde se observă de asemenea pasivizare la densități de curent limită mai mari;

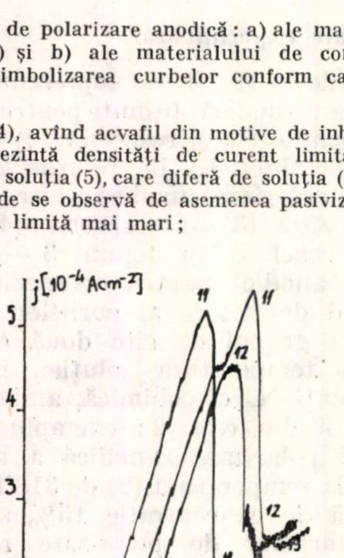


Fig. 3. Curbe de polarizare anodică ale materialului de compoziție (1) (v. tab. 1) (simbolizarea curbelor conform capitolului 3).

Deși nu reiese evident apariția pasivizării prin curba clasică de pasivizare datorită limitării experimentale a domeniului de densități de curent, se observă că este posibil ca soluțiile (1), (2) și (3) să prezinte fenomenul de pasivizare la densități de curent în domenii mai extinse decît cele studiate.

Influența temperaturii este evidențiată (fig. 1 și fig. 2) prin deplasarea curbelor de polarizare anodică spre potențiale mai negative și prin mărirea densității de curent limită cu creșterea temperaturii, ceea ce se traduce și prin creșterea conductivității electrolitului, scăderea tensiunii de electroliză, creșterea densității de curent.

Cu privire la compoziția chimică a eșantioanelor metalice studiate, se observă o scădere a densității de curent limită cu creșterea conținutului de cobalt — mai evidentă la soluția (5).

4. Concluzii

Din rezultatele prezentate în condițiile experimentale date, rezultă ca fiind adecvată prelucrării prin eroziune electrochimică în sens electrochimic [4] (îmbunătățirea randamentului posibilitatea de utilizare de densități mari de curent la diferențe de potențial mai mici) soluția (7) : 10 % NaOH(leșie) + 5 % NH_4NO_3 + 5 % superfosfat simplu. În sensul prelevării electrochimice în condiții bune de precizie dimensională [5] și calitate a suprafeței [1], precum și a inhibării coroziunii [2], se recomandă soluțiile (5) : 5 % NaOH(leșie) + 5 % NH_4NO_3 + 5 % acvafil și (3) : 10 % NaOH(leșie) + 5 % NH_4NO_3.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Gostev, V., V.*: Almazno-elektrohimiceskoe şlifovanie tverdîh splavov, Vîşcia şkola, Harkov, URSS, 1974.
[2] *Nanu, A., Falniţă, E.*: Cercetări privind alegerea mediului de lucru la prelucrarea electrochimică abrazivă a aliajelor dure, CNTN'71, IPTV Timişoara, 14—16 oct. 1971, pag. 369—383.
[3] *Nanu, A., Falniţă, E.*: Corelaţii între interstiţiu, apăsare, intensitatea curentului şi debitul de material prelevat la prelucrarea electrochimică abrazivă a aliajelor dure de tipul P30, Bul. şt. şi teh. al IPTV Timişoara, Seria Mecanică, Tom 17 (31), fasc. 1/1972, pg. 93—100.
[4] *Rădoi, I., Nemeş, M., Radovan, C.*: Electrochimie, Editura Facla, Timişoara, 1974.
[5] *Scholz, E.*: Untersuchung des elektrochemischen Honens, Industrie-Anzeiger, RFG, 91.17.6, 1969, pg. 1181—1182.

Summary

The tooling efficiency thorough electrochemical erosion is correlated with technological parameters : current density, working medium (electrolyte), material of the object to be processed. This paper points out optimum electrolytes (nature, concentration, temperature) of electrochemical tooling of wolfram carbide (78—86%) from the point of view of anodic passivation.

Résumé

L'efficience de l'usinage par l'érosion électro-chimique se trouve en corrélation avec les paramètres technologiques, la densité du courant, l'électrolyte, le matériau de l'objet soumis à l'usinage. L'étude met en évidence les électrolytes optima (la nature, la concentration, la température) pour l'usinage électro-chimique des carbures de wolfram (78—86%) en tenant compte de la passivation anodique.

Zusammenfassung

Die Wirksamkeit der Bearbeitung durch elektrochemisches Abtragen wird mit folgenden technologischen Kenngrössen in Wechselbeziehung gestellt : Stromdichte, Arbeitssmittel (Elektrolyt). Werkstoff des zu bearbeitenden Segentandes. Die vorliegende Arbeit stellt die optimalen Elektrolyte (Temperatur, Art, Konzentration), zwecks elektrochemischer Bearbeitung mit Wolframkarbide (78—85%) unter Beachtung der anodischen Passivierung dar.

Резюме

Эффективность обработки при посредстве электрохимической эрозий связана с технологическими параметрами: плотность тока, среда работы (электролит), материал предмета, подверженного обработке. В настоящем статье указываются оптимальные электролиты (род, концентрация, температура) для электрохимической обработки вольфрамных карбид (78—86%) принимая во внимание анодного пассивирования.

CZ: 621.9.048.4

Stadiul actual, performanţele şi perspectivele prelucrării prin eroziune electrochimică cu depasivizare abrazivă

Ing. Eugen **Falniţă** — Universitatea din Timişoara

Maşinile unelte acţionate mecanic îşi au o origine recentă în istoria omenirii, cu tot aspectul familiar pe care îl prezintă. Inovatori mari ca Leonardo da Vinci şi-au adus contribuţia încă înaintea anului 1500, însă mult mai tîrziu (în jurul anului 1800) se recunoaşte importanţa tehnologiei maşinilor-unelte. Ritmul progresului tehnic generează permanent utilaje şi tehnici a căror adoptare cît mai rapidă în tehnica producţiei constituie o condiţie esenţială pentru dezvoltare şi competitivitate economică. Pe linia progresului înregistrat pe plan mondial în construcţia de maşini, procedeele şi utilajele de prelucrare neconvenţională a materialelor reprezintă un domeniu de avangardă necesar pentru realizarea unor produse de înaltă tehnicitate, prelucrarea materialelor cu proprietăţi superioare sau pentru o eficienţă economică sporită a fabricaţiei.

Metodele noi de prelucrare, numite **neconvenţionale**, au ca principiu la bază fenomene specifice de interacţiune între un agent eroziv şi obiectul supus prelucrării. Ca urmare se cunosc metode de prelucrare dimensională: prin eroziune electrică, cu plasmă, electrochimice, chimice, complexe (electrochimice şi electrice) abrazivo-cavitaţionale şi cu laser. Cele mai multe metode au rămas într-un stadiu experimental sau cu un sector limitat de aplicare. Metodele de prelucrare prin eroziune electrică prin scîntei şi prin eroziune electrochimică cu depasivizare forţată hidrodinamică sau abrazivă s-au impus în tehnica producţiei.

Lucrarea de faţă îşi propune să prezinte succint stadiul actual, performanţele şi perspectivele prelucrării prin eroziune electrochimică cu depasivizare abrazivă, oprindu-se în speţă asupra prelucrării suprafeţelor plane şi de revoluţie din aliaje extradure.

1. Istoric

Fizicianul englez Pristley arată în anul 1780 că procesele corozive se datorează dizolvării [12]. Principiul este redat prin legile formulate de Faraday în anul 1832. Pirani şi Schrör, în 1924, menţionează prelucrarea electrochimică la prelucrarea suprafeţelor şi găurilor în materiale dure [1]. Strunjirea prin metoda electrochimică a fost propusă pentru prima dată în anul 1929 de Gussev. Mai tîrziu, în anul 1941, Burges demonstrează posibilităţile procedeului. În anul 1930, Jaquet [12] face cunoscută pregătirea electrolitică a probelor matalografice. Începuturile prelucrării electrochimice sînt timide deoarece aplicarea ei nu se justifică economic. Odată cu apariţia metalelor dure, pentru care prelucrările clasice au devenit practic imposibile, prelucrarea electrochimică revine în actualitate. O primă maşină a fost descrisă în anul 1946 în revista sovietică „Industria automobilistică'' (nr. 516 pg. 12—15) dar aplicarea pe scară largă a metodei se face cu începere din jurul anului 1950. Şlefuirea electrochimică cu menţinerea expresă a necesităţii abrazivului inserat în masa metalică conductoare, este relatată din anul 1952. Prelucrarea electrochimică cu depasivizare abrazivă se dezvoltă începînd din perioada 1955—1965 cînd firma Diamond utilizează pietre abrazive cu diamante inserate în suport metalic.

2. Avantaje şi dezavantaje

Prelucrarea dimensională prin eroziune electrochimică se realizează în condiţiile unei celule electrolitice, pentru care nu există depunere catodică de substanţă şi care asigură continuitatea dizolvării cu viteză mare. Se desprinde ideea că pentru a asigura o prelucrabilitate în condiţii economice net avantajoase trebuie ca interstiţiul electrod-sculă-obiect supus prelucrării să fie cît mai mic, apăsarea interelectrozi să fie cît mai mare, să se asigure o piatră abrazivă corespunzătoare, o reîmprospătare cu electrolit eficace, precum şi continuitatea prelucrării prin stabilirea cu inerţie foarte mică a unui echilibru între prelevarea electrochimică (dizolvarea) şi cea mecanică (îndepărtarea peliculei pasivizatoare) [1], [13].

Superioritatea metodelor de prelucrare dimensională prin eroziune electrochimică poate fi concretizată prin avantaje de ordin tehnic general, avantaje economice privind creşterea productivităţii muncii, avantaje privind reducerea consumului de metal.

Avantajele de ordin tehnic general cuprind o gamă mare de aspecte, aşa cum ar fi : se pot prelucra piese din orice material metalic, indiferent de duritatea şi tratamentul lor termic; se prelucrează forme complexe spaţial; se obţin cu uşurinţă dimensiuni laterale precise şi uniforme, în funcţie de gradul de prelucrare a electrodului-sculă; suprafeţele prelucrate sînt, ca aspect şi rugozitate, complet diferite de cele prelucrate prin metode clasice; uzura sculei este aproape nulă. O limitare a aplicabilităţii ar fi controlul dificil la adîncime mare.

Se remarcă faptul că prelucrarea prin eroziune electrochimică se utilizează în 90% cazuri pentru materiale dure [12]. În ţările avansate, se apreciază că, în comparaţie cu procedeele clasice, prelucrarea prin eroziune electrochimică cu depasivizare hidrodinamică se utilizează în 30 % din cazuri, cu depasivizare abrazivă 28 %. Această utilizare relativ mare a procedeelor de prelucrare electrochimică, face să se lucreze 8 ore pe zi în 25 % din cazuri, pînă la 16 ore în 42 % şi chiar trei schimburi în 30 % din cazuri.

Prelucrarea prin eroziune electrochimică cu depasivizare abrazivă se aplică cu frecvenţa cea mai mare la ascuţirea sculelor aşchietoare placate cu materiale metalice extradure, deoarece este cu circa 60 % mai economică decît cea mecanică prin abrazare. Avantaje nete se obţin la prelucrarea suprafeţelor mai mari de 0,6 cm^2 pînă la 5 cm^2, interstiţiu sub 0,1 mm, adaos de prelucrare pînă la 15 mm, lungime de atac pînă la 25 mm [9]. Uzura pietrei abrazive cu diamant este cu 80—90 % mai mică decît la prelucrarea mecanică.

Avantajele economice privind creşterea productivităţii muncii pot fi concretizate prin viteza mare de prelevare de material şi prin reducerea numărului de operaţii comparativ cu cele clasice. Simplitatea procedeului face să poată fi utilizaţi în cele mai multe cazuri, muncitori necalificaţi (25 %), operatori (28 %), operatori pe maşini clasice (42 %) şi mai rar sculeri (14 %).

Avantajele privind reducerea consumului de metal sînt concretizate prin reducerea substanţială a adaosurilor de prelucrare comparativ cu procedeele tradiţionale şi prin mărirea numărului de recondiţionări posibile ale reperelor şi sculelor executate.

Spaţiul ocupat de utilajele prin eroziune electrochimică este mai mare, însă raportat la posibilităţile de prelucrare comparativ cu cele clasice este de circa trei ori mai mic.

3. Utilizări actuale

Dintre cele mai utilizate procedee de prelucrare electrochimică cu depasivizare abrazivă se disting prelucrările plane (ascuţirea cuţitelor placate cu materiale metalice dure şi a frezelor, la cele cilindrice exterioare cu suprafaţa pietrei frontală sau cilindrică cu avans de trecere sau de pătrundere (arbori, cilindri de laminor) şi la prelucrările suprafeţelor interioare prin mişcări ale pietrei de revoluţie sau copiere şi prin honuire electrochimică. Urmează prelucrările de suprafeţe complexe, cum ar fi paletele de turbină şi reperele componente ale aparatelor de zbor terestru sau extraterestru. Un loc aparte îl ocupă prelucrările de suprafeţe prin depasivizare cu particule libere (de obicei de SiC), la care predomină avantajul execuţiei economice a sculei profilate.

Varietatea şi complexitatea formelor suprafeţelor de prelucrat şi tehnologia de fabricaţie a impus şi realizarea pînă în prezent a unei game largi de maşini. În primul rînd se disting

mașinile de ascuțit scule prin rectificare plană cu avans de trecere sau pătrundere executate de firmele *Wendt*, *Agathon*, *H. Ernault*, *E. Doebeli*, *Hammond*, *Abwood-Contelyt*, *Mitsubishi*, *Sonoike*, *Hitachi*, *Elotherm*; urmează **mașinile de rectificat cilindric interior, și exterior** *Wendt*, *Mitsubishi*, *Hitachi*, *H. Ernault*; apoi **mașinile de rectificat suprafețe complexe** *Wendt*, *H. Ernault*, *VUMA*, *Chemform*, *Diamond*, *Cincinnatti*, *Mitsubishi*, *Hitachi*. Un loc aparte îl ocupă **mașinile de honuit.** Prima mașină de honuit electrochimic a fost prezentată la Hanovra în 1967. Firma *Gehring* este una dintre cele mai preocupate în dezvoltarea procedeului.

Realizările românești în ceea ce privește ascuțirea sculelor sînt concretizate prin mașina realizată de IFA cu disc sinterizat la ICEM, turație arbore-sculă 2800 rot/min, $j = 30$ A/cm^2; o suprafață de prelucrat de $1{,}5 \times 2$ cm^2, adaos de 1,5 mm fiind executată într-un minut [4]. Honuirea își are un început prin lucrările Institutului Politehnic „Traian Vuia" din Timișoara [7], [8]. Utilajele se execută în variante funcțional constructive relativ apropiate, de gabarit și greutate diferite, funcție de puterea nominală. Cum intensitatea curentului cea mai frecventă este de 600—450 A (pentru plăcuțe dure de dimensiune mijlocie), dimensiunile de gabarit frecvente sînt cuprinse între $1600 \times 740 \times 1700$ min și $1275 \times 700 \times \times 1000$ mm, masa 1500—800 kg, puterea absorbită 11—8 kVA. Urmează construcțiile pentru 300 A, 1000 A și 200 A. De cele mai multe ori cinematica este clasică, iar organologia cu un grad de particularizare mai mare și cu protecție NTS mărită. Un rol important îl ocupă comanda adaptivă pentru prelucrările prin copiere sau cu particule abrazive liber dispersate în electrolit.

4. Performanțe

În cele ce urmează sînt cuprinse performanțele actuale ale prelucrării materialelor metalice extradure, concretizate prin electroliții cei mai adecvați, corelația volumului specific de material prelevat cu densitatea de curent și apăsarea specifică interelectrozi, precizia prelucrării și calitatea suprafeței, electrozii-sculă. Exemplele cuprind prelucrarea plăcuțelor sculelor așchietoare — domeniu cu precădere frecventat — și honuirea electrochimică.

4.1. Electroliți. Utilizarea electrolitului celui mai adecvat conduce la performanțe ridicate ale prelucrării. Funcția esențială a electrolitului este de a iniția și susține dizolvarea anodului la un înalt nivel de eficiență și fără depunere catodică. Electrolitul ideal trebuie să posede următoarele caracteristici [6]: să nu comporte elemente susceptibile de a da depuneri pe catod, să nu pună în joc reacții chimice ce pot conduce la crearea unor compuși insolubili care pot provoca pasivizarea, să aibă bune proprietăți hidrodinamice și termice, să se poată conserva printr-o bună stabilitate electrochimică, să prezinte un filtraj convenabil, să fie exploatabil fără pericol, să fie bine marcat, să fie cît mai puțin posibil coroziv, să fie ieftin. Electroliți care să răspundă la toate aceste deziderate nu există. După stabilirea electrolitului și a condițiilor de lucru pentru un anumit material, creșterea performanțelor prelucrării poate fi deseori obținută prin utilizarea de aditivi selectați corespunzător pentru o mai bună udare a suprafeței electrodului, corectivi ai rugozității suprafețelor prelucrate, inhibitori de coroziune, activatori.

Cu privire la electroliții cei mai adecvați materialelor extradure în sensul obținerii de performanțe superioare, se remarcă utilizarea cu precădere numai a azotaților și azotiților de sodiu — în concentrație pînă la 10%, pentru carburi de tipul WC—Co sau numai azotit pentru carburi de tipul WC—TiC—TaC— Co [3] — sau în combinație cu hidroxid de sodiu care prelevează cu predilecție W sau/și în combinații cu alte substanțe cum ar fi Na_2PO_4, Na_3PO_4 [5] sau/și Na_2CO_3, sau/și alții cum ar fi $Na_2B_4O_7$, K_2CrO_4, Na_2HPO_4, NaH_2PO_4, $C_4H_4O_6KNa$. $4H_2O$ și alții.

Hidroxidul de sodiu contribuie la dizolvarea Co cu viteză mare (de circa 10 ori mai mare decît WC), WC cade în soluție datorită slăbirii legăturii și acțiunii mecanice mai mult, o concentrație ridicată de $NaNO_2$ și $NaNO_3$ conduce și la acțiunea chimică a Na_2O_4 pronunțată asupra WC_3 [10]. Introducerea și a Na_2PO_4 și $NaOOC \equiv COONa$ conduce la transformarea WO_3 în wolframați solubili.

4.2. Volumul specific de material prelevat. Prelucrările prin eroziune se caracterizează în general prin viteze mari de detașare de material. Ilustrarea prin cîteva exemple a volumului specific de material prelevat pentru materiale metalice extradure, în corelație cu densitatea de curent a celulei electrolitice și (sau) apăsarea specifică interelectrozi situează prelucrarea electrochimică cu depasivizare abrazivă la un înalt nivel al performanțelor.

O privire asupra volumului specific de prelevat funcție de densitatea de curent pentru trei din componentele unui material metalic extradur (WC, TiC, Co) ilustrează viteze mai mari de prelevat pentru Co decît pentru WC, TiC se dizolvă mai repede pentru densități mai mari decît 120 A/cm^2 (utilizate mai rar) [3]. Din analiza influenței densității de curent j și a apăsării specifice p asupra volumului specific de material prelevat v_m la carburile metalice PO 1.4 și K 30, prelucrate cu particule abrazive de SiC libere [3] și pentru P 20, prelucrat cu piatră cu diamant (fig. 1) [5] rezultă valori maximale pentru PO 1.4 la $p = 6$daN/cm^2, $j = 140$ A/cm^2 : $v_w = 180$ mm^3/cm^2/min și K 30

la $p = 6 daN/cm^2$, $j = 90 A/cm^2$: $v_w = 130 mm^3/cm^2/min$ sau pentru P 20 la $p = 6 daN/cm^2$ $j = 130 A/cm^2$: $v_w = 170 mm^3/cm^2/min$. Se recomandă la prelucrările de degroșare. Pentru finisare, la obținerea unei rugozități optime $Ra = 0,2 \mu m$ [3], la $p = 3 daN/cm^2$, $j = 60-80(100) A/cm^2$ se obțin $v_w = 140 mm^3/cm^2/min$ pentru PO 1.4 și $v_w = 70 mm^3/cm^2 min$ pentru K 30, sau la obținerea unei rugozități $Ra = 1,25 \mu m$, la $p = 12 daN/cm^2$, se obține $v_w = 195 mm^3/cm^2/min$.

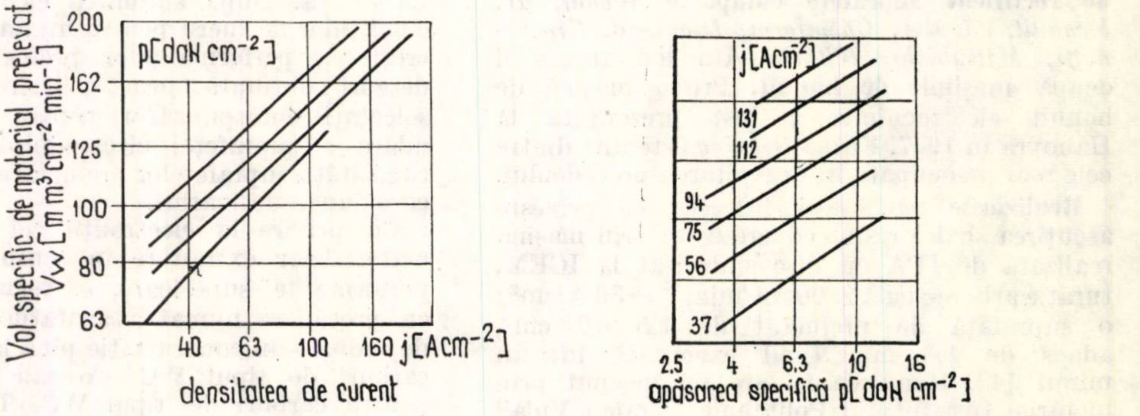


Fig. 1 – Dependența v_w de j și p pentru P20 (58% WC, 24% TiC, 2% TaC, 2%NbC, 14%Co), viteza pietrei $v_p = 22,75$ m/sec, piatră din Bz cu diamant D100/68, electrolit apos de $NaNO_3 + NaNO_2$

4.3. Calitatea suprafeței. În urma prelucrării prin eroziune electrochimică se obține o suprafață uniformă fără discontinuități; se poate ajunge însă și la o suprafață pe care să se observe urmele lăsate de granulele abrazive în sensul mișcării abrazive (funcție de apăsare etc). Rugozitatea suprafeței este dependentă de materialul piesei, de concentrația granulelor de diamant și de apăsarea specifică. Calitatea suprafeței obținută cu pietre de diamant poate atinge valori de $Ra = 0,04 \mu m$ sau cu granule libere de SiC [3] $Ra = 0,3-0,4 \mu m$ (WC–Co la $j = 40-60 A/cm^2$) sau $Ra = 0,3-0,6 \mu m$ (WC–Co–TiC la $j = 120-160 A/cm^2$).

4.4. Honuirea electrochimică. Honuirea electrochimică se impune datorită vitezei mari de prelevare, calității suprafeței și preciziei de formă obținute comparativ cu honuirea mecanică. Electrochimic, lucrîndu-se frecvent cu $j = 70 A/cm^2$, tensiuni 10–12V, se obțin productivități însemnate cum ar fi: pentru diametre de 20–38 mm se poate îndepărta un strat de 0,1 mm în 10 secunde. Calitatea suprafeței poate fi de $Ra = 0,8-3 \mu m$. În figura 2 este redat un exemplu [2].

Precizia de execuție a formei se obține ca și la rectificarea electrochimică interioară prin respectarea unui raport λ (între lungimea găurii și a honului) optim, subunitar. Pentru o lungime a honului mai mică decît a piesei, durata de menținere a honului de-a lungul găurii este diferită; se produce o creștere a densității de curent înspre mijlocul găurii și deci o suprafață butoi. Acest defect se preîntîmpină prin λ optim și utilizarea de $NaNO_3$. Cilindricitatea și circularitatea geometrică a formei găurilor honuite electrochimic se obțin cu o abatere de 2–3μm.

4.5. Piatra abrazivă. Electrodul ajutător – piatra abrazivă – după construcție și modul de acționare asupra peliculei pasivizatoare poate fi electrod ajutător cu element de depasivare electroconductor, cel mai utilizat, cu

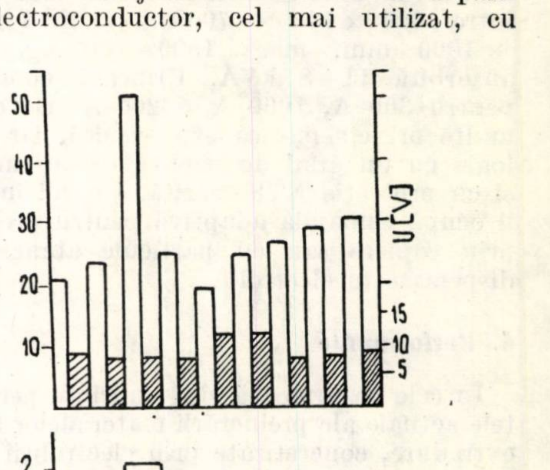


Fig. 2 – Honuirea electrochimică a materialelor metalice extradure. Gaură Ø49 × 30 mm, electrolit 10% $NaNO_3$, hon cu diamant D220/50, segment hon 40 × 9, viteză de rotație, 2,1 m/sec. $p = 63 daN/cm^2$, cursă 4 mm, 32 Hz

granule abrazive electroizolante în suspensie, sau cu element de depasivizare electroizolant.

Principalele funcții ale particulelor abrazive sînt de a forma izolația dintre anod și catod asigurînd mărimea interstițiului între obiectul supus prelucrării și electrodul ajutător, de a

îndepărta continuu orice depunere pasivizantă care se poate forma pe suprafaţa obiectului supus prelucrării prin acţiune chimică sau electrochimică, de a determina forma şi dimensiunile obiectului prelucrat. Importantă este relaţia dintre materialul matricei metalice de legătură şi mărimea şi concentraţia granulelor abrazive pentru a obţine o prelevare optimă.

Cu privire la legătura metalică se preferă a fi elastică [9] de Bz, Cu. Uneori se preferă Al în locul Cu datorită îmbîcsirii acestuia prin absorbţie de H_2. Se preferă a se lucra cu o densitate de curent de 30—60 A/cm^2 pentru a nu se produce degradarea liantului.

Se pot utiliza ca materiale abrazive carbură de bor (B_4C), borazon, sau elbor β—NB, sau silumin. VUMA utilizează granule de SiC liber dispersate în electrolit. Se preferă, din motive tehnice şi economice, diamantul. La prelucrarea suprafeţelor profilate prin copiere se impune o pregătire relativ costisitoare a pietrei abrazive dacă este cu liant înserat, dar mai puţin costisitoare pentru abraziv în suspensie.

Interstiţiul dintre electrozi este asigurat la ordinul zecilor de μm [12]. La prelucrarea materialelor metalice dure se produce o majorare a interstiţiului şi o micşorare a densităţii de curent cu mărirea conţinutului de WC [10], ceea ce permite o majorare a apăsării fără pericolul insuficienţei de electrolit.

5. Perspective

5.1. Tendinţe. Există puţine metode de fabricaţie care s-au dezvoltat atît de repede şi multilateral ca şi prelucrările prin eroziune electrolitică şi electrochimică. Sînt interesante evoluţiile cercetării ştiinţifice şi tehnice, a uzinelor producătoare de utilaje şi tehnologii, ale numărului de maşini de prelucrat, ale prelucrabilităţii materialelor şi formelor complexe şi ale caracteristicilor tehnologice.

Urmărind evoluţia cercetării ştiinţifice şi tehnice [11] prin creşterea anuală a numărului de brevete în lume, se poate deduce o activitate intensă în anii 1960—1962, apoi spre anul 1970 o descreştere. Luînd în considerare aceeaşi evoluţie pe ţări industrializate puternic şi mai puţin, se poate constata o creştere sau cel puţin o stagnare pe ansamblu după anul 1972, datorită tendinţei ultimelor ţări de a dezvolta prelucrarea prin trecerea la producţie de masă.

Evoluţia brevetelor se resimte şi în sporirea numărului de uzine producătoare de maşini şi module componente, precum şi în creşterea numărului utilajelor de prelucrat prin eroziune. Creşterea rapidă a numărului uzinelor se resimte abia din jurul anului 1958, continuă 10 ani, urmată de o stagnare [11], (fig. 3). Explicaţia constă într-o schimbare calitativă ce rezidă în concentrarea prin diversificare şi specializare a metodei şi maşinilor precum şi prin concentrarea de capital.

Panta ascendentă de creştere a numărului de maşini se poate regăsi în tendinţa mondială de creştere de cca 300 buc/an.

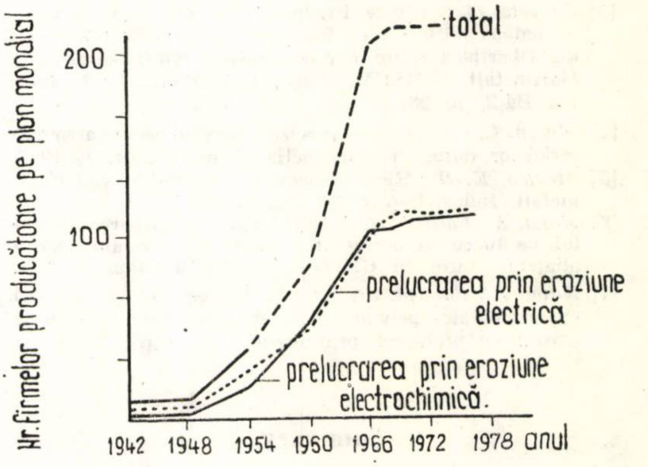


Fig. 3 — Evoluţia numărului de uzine producătoare de maşini de prelucrat prin eroziune electrică şi electrochimică

Cu privire la prelucrabilitatea materialelor şi a formelor complexe, metoda de prelucrare prin eroziune electrochimică găseşte tot mai multe posibilităţi de utilizare în domeniul materialelor noi şi extradure. Se utilizează la prelucrarea suprafeţelor concave complexe, a suprafeţelor exterioare complicate şi la ascuţirea de scule aşchietoare cu precizie dimensională şi de calitate sporită a suprafeţei prin mărirea preciziei metodei de prelucrare şi a preciziei tehnologice de execuţie a utilajelor.

5.2. Limite. Limitarea în principal a procedeului nu este dată decît de neconductibilitatea electrică a materialului obiectului supus prelucrării. Cîteva dezavantaje fac ca aplicarea lui dificilă, aşa cum ar fi : cunoaşterea insuficientă a tehnicilor de lucru cerute (circulaţia mediului de lucru, filtrarea, curentul mare), costul ridicat al echipamentului de lucru (dat de rezistenţa la coroziune), dificultatea controlului procesului la densităţi mari de curent, sau pentru fluide în mişcare cu conţinut de particule solide şi gazoase.

6. Concluzii

Numai relativa noutate a unui procedeu nu atribuie acestuia garanţie pentru succes; numai dacă noul procedeu oferă, aşa cum rezultă din cele prezentate mai sus, substanţiale avantaje tehnice şi economice, el poate să supravieţuiască. Evoluţia de pînă acum, stadiul actual, performanţele, precum şi tendinţele de dezvoltare a tehnologiei de prelucrare prin eroziune electrochimică demonstrează cu prisosinţă viabilitatea unui procedeu—în esenţă şi detaliu—economic.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Amrhein, H. G.*: Möglichkeiten und Grenzen beim elektrolytischen Schleifen, Maschinenmarkt, vol. 79, nr. 51, 1973.

[2] *Dressmann, E.*: Elektrochemisches Aussenhonen von Hartmetallen mit Diamantleisten, Industrie-Anzeiger, nr. 99, 1973.

[3] *Janovici, I.*: Einige Fragen der Technologie des EC Schleifens mittels frei dispergierten Schleifmittels und die Oberflächengüte der geschliffene Oberflächen von Hartmetall, în ISEM, Viena, 12–15 oct. 1970 ,lucrarea B4.2, p. 28.

[4] *Marin. C. ş.a.*: Cîteva precizări privind prelucrarea materialelor dure, în Construcţia de maşini, nr. 1, 1967.

[5] *Marten, K. H.*: Elektrochemisches Schleifen von Hartmetall, Industrie-Anzeiger, nr. 21, 1971.

[6] *Nanu, A., Falniţă, E.*: Cercetări privind alegerea mediului de lucru la prelucrarea electrochimică abrazivă a aliajelor dure, în CNTN'71, IPTV Timişoara, 1971.

[7] *Nanu, A., Falniţă, E., ş.a.*: Studiu teoretic şi cercetări experimentale privind realizarea prototipului unei maşini de prelucrat prin eroziune electrochimică cu depasivizare abrazivă a filierelor din aliaj dur de profil rotund, Protocol, 1973.

[8] *Nanu, A., ş.a.*: Studiul rectificării electrochimice a filierelor din aliaj dur pentru tras bare. Protocol., 1970.

[9] *Pahlitzsch, G., ş.a.*: Elektrochemisches Innenrundschleifen von Bohrungen in Werkstüken aus Hartmetall, 1971.

[10] *Pahlitzsch, G., ş.a.*: Recent insights into electrochemical surface and internal grinding of carbide materials, 1968.

[11] *Staňek, J.*: Perspektiven der Entwicklung der EDM und ECM Methoden, ISEM, Viena, 1970, lucrarea AB7.2, p. 35.

[12] *Staudinger, H.*: Einflüsse der Werkzeuge und Arbeits bedingungen auf die Randzonen von gehärteten Stählen, sowie Hartmetallen beim herkömmlichen und beim elektrolytischen Schleifen, Werkstatstechnik, vol. 56, 1966.

[13] *Tormîşev, V.A.*: Razvitie elektrohimiceskovo şlifovaniia, Razmernaia elektrohimiceskaia obrabotka metallov, sub red. Sedîkin, F. V. Tula, URSS, 1969.

Summary

In the conditions of modern life, the scientifical and technical revolution is doubting the application of many processing technics which already became classical, in spite of their continuous development. The machining through electrochemical erosion with abrasive depassivation trends to replace or to complete greater and greater areas in conventional technology. In the paper, this processing is presented, pointing out its historical evolution, advantages an disadvantages of its use, performances obtained through the electrolytes used for, specifical volume of material processed surface quality, grinding stone. The prospects are given through the present trends, the limits and the optimizations, which can be carried out.

Résumé

L'article présente le procédé de l'usinage par érosion électrochimique avec dépassivation abrasive (par la mise en valeur de son évolution historique), les avantages et les désavantages de son utilisation, les performances obtenues par les électrolytes utilisés, le volume spécifique de matériau usiné, la qualite de la surface, la pierre abrasive. Les perspectives sont donnés par les tendances actuelles, par les limites et les optimisations qu'on peut apporter à l'usinage.

Zusammenfassung

In den Bedingungen des zeitgenössichen Lebens, stellt die wissenschaftliche und technische Revolution den Einsatz vieler, schon als herkömmlich betrachteten Bearbeitungsverfahren, unter zweifel obwohl diese eine ständige Vollkommung aufweisen. Die Bearbeitung durch elektrochemischen Erosion mit abtragenden Depassivierung tendiert immer grösseren Bereichen aus der herrkömmlichen Technologie zu ersetzen oder zu komplettieren.

In dem Artikel, beschreibt man diese Bearbeitungsweise durch ihren geschichtlichen Evolution, die Vorteile und Nachteile ihres Einsatzes, die durch die verwendeten Elektrolyten erworbenen Leistungen, den spezifischen Volumen des bearbeiteten Werkstoffes, die Oberflächengüte, den Schleifstein. Die Aussichten sind durch die aktuellen Tendenzen, die Grenzen und erzielbaren Optimierungen widergegeben.

Резюме

В статье представляется переработку электрохимической эрозией с абразивным депассивированием (сквозь выдвижение исторического своего развития), преимущества и ущербы своего использования, личные следствия полученные использованными электролитами, специфический объем обрабатываемого материала, качество поверхности, абразив.

Перспективы связаны с современными тенденциями и оптимизациями, которые могут приносить переработке.

CZ: 621.9.047

Contribuţii la cercetările privind utilizarea fenomenului de pasivizare anodică în prelucrarea electrochimică a metalelor

Ing. Diomid **Năstase**, ing. Toader **Berlea** – Întreprinderea de rulmenţi – Bîrlad

1. Generalităţi

Metodele de prelucrare neconvenţională vor cunoaşte în viitor o dezvoltare considerabilă. Paralel cu electroeroziunea, prelucrarea electrochimică (folosită în Anglia încă din 1960) se dezvoltă vertiginos şi este aplicată în industrie pe scară din ce în ce mai largă.

Acest procedeu are un caracter aparte ca urmare a felului specific de îndepărtare a materialului.

Întrucît aceste metode de prelucrare sînt deseori confundate, este necesar să precizăm care este deosebirea dintre ele.

În cazul **electroeorziunii** (fenomenul fizic este departe de a fi elucidat) este de remarcat că cei mai mulţi dintre autori sînt azi de acord asupra naturii sale, sau cel puţin asupra naturii principalelor sale componente: evaporarea şi ejectarea metalului lichefiat de la suprafaţa de separare a unui electrod, prin plasma unei descărcări electrice concentrate ca urmare a eliberării locale intense a energiei purtate de particulele constitutive (atomice) ale descărcării. Particulele metalice sînt îndepărtate prin scîntei electrice dirijate (fig. 1 a), fiecare scînteie înlăturînd o bucată de metal şi lăsînd pe suprafaţa piesei un crater (fig. 1 b). Formarea craterelor se explică prin descărcările care au loc între microneregularităţile suprafeţelor electrozilor. O dată format un crater prin îndepărtarea unei microproeminenţe, în jur apar altele, astfel că prin apropierea electrozilor se vor realiza noi condiţii de descărcare în diferite puncte ale suprafeţei. Elementele de metal

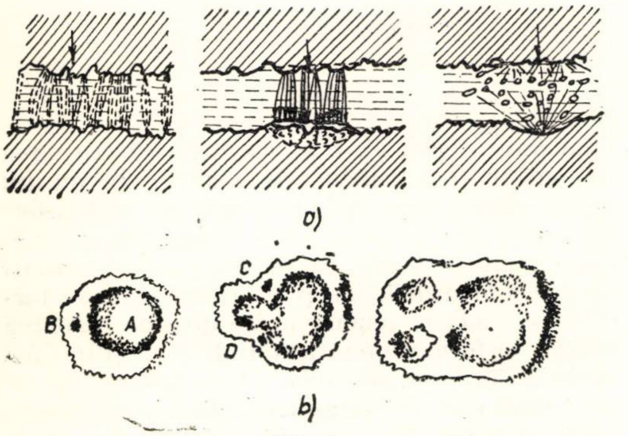


Fig. 1

topit în urma descărcării sînt antrenate de dielectricul care are o circulaţie forţată, iar materialul se împrăştie în lichid formînd o suspensie de particule foarte fine.

Spre deosebire de acest procedeu, **la prelucrarea electrochimică** procesul de îndepărtare a metalului are loc continuu şi anume atom cu atom, fără a lăsa pe suprafaţa piesei cratere sau denivelări. Prelucrarea electrochimică constă deci în esenţă din dizolvarea, într-un electrolit oarecare datorită unei diferenţe de potenţial, a metalului de prelucrat, care se află legat la polul pozitiv (anod) al unei surse de curent continuu, la celălalt pol fiind situat electrodul-sculă (catodul).

S-a constatat că în mare măsură prelucrarea electrochimică este un proces invers celui de acoperire galvanică, astfel încît în loc de o depunere metalică avem de-a face cu o decristalizare electrică. Energia necesară acestui fenomen este luată de la cîmpul electric format prin aplicarea tensiunii de electroliză, sub influenţa căreia nivelul de energie caracteristic atomilor din metal ia valori superioare. În primul rînd sînt afectaţi atomii superficiali, care sînt mai slab legaţi decît cei din interior. Prin îndepărtarea electronilor de valenţă ai acestor atomi ei devin ioni pozitivi, dislocîndu-se uşor şi trecînd în soluţia de electrolit. În continuare urmează ceilalţi atomi din stratul imediat învecinat al cristalului metalic, pînă la dizolvarea totală a zonelor preferate din metalul supus prelucrării.

Dacă electrolitul este o soluţie de NaCl procesul de dizolvare anodică a aliajelor pe bază de fier va apărea, schematic, ca în figura 2.

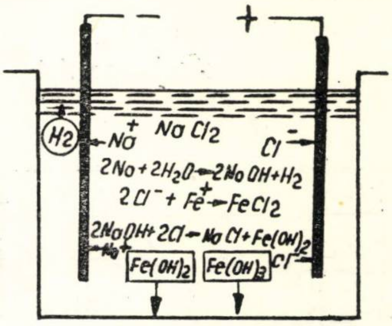


Fig. 2

În procesul de optimizare a regimurilor de prelucrare electrochimică a metalelor intervin o serie de factori ca: intensitatea curentului ce trece prin soluţie, timpul de prelucrare, natura şi dimensiunile piesei de prelucrat, forma electrodului, tensiunea curentului, temperatura, presiunea şi viteza electrolitului, distanţa dintre electrozi etc., astfel că în anumite condiţii prelucrarea încetează, formîndu-se pe suprafaţa piesei o peliculă de oxid, fenomen cunoscut sub denumirea de **pasivizare anodică.**

În condiţiile unei prelucrări electrochimice de durată acest fenomen este nedorit, în care scop ori se utilizează electroliţi nepasivizanţi cum ar fi soluţia de NaCl şi apă, ori se aleg parametrii amintiţi de aşa natură încît pasivizarea să nu apară. Alteori însă acest fenomen este folositor.

2. Marcarea electrochimică a metalelor

Pînă în prezent marcarea pieselor metalice utilizate în industria constructoare de maşini se făcea exclusiv prin deformare mecanică, procedeu însoţit de o serie de dezavantaje, de ordin calitativ şi economic, ale produselor. Pentru înlăturarea acestor dezavantaje cercetătorii şi-au îndreptat atenţia şi asupra altor procedee dintre care putem enumera marcarea chimică, fotogravarea, etc.

Ţinînd seama de specificul fabricaţiei de rulmenţi în condiţiile unei producţii de serie mare, s-a apelat la marcarea electrochimică şi anume la folosirea fenomenului de pasivizare anodică, prin care se creează pe suprafaţa piesei o peliculă de oxid rezistentă care urmăreşte contururile literelor şi cifrelor interesate.

În acest scop s-a construit o maşină de marcat cu depozitarea pieselor în buncăr vertical şi cu alimentare automată, al cărei subansamblu principal este capul de marcare (fig. 3)., format dintr-un corp de cupru (1) prevăzut cu un sistem de canale (2,4,5,) de aducţiune şi circulaţie a electrolitului şi un şablon (6) dintr-un

material izolator (pertinax sau stiplex). Pe partea frontală a şablonului sînt frezate literele şi cifrele (7) pînă la o adîncime de 0,4 mm, pe conturul cărora se execută cîte nouă orificii

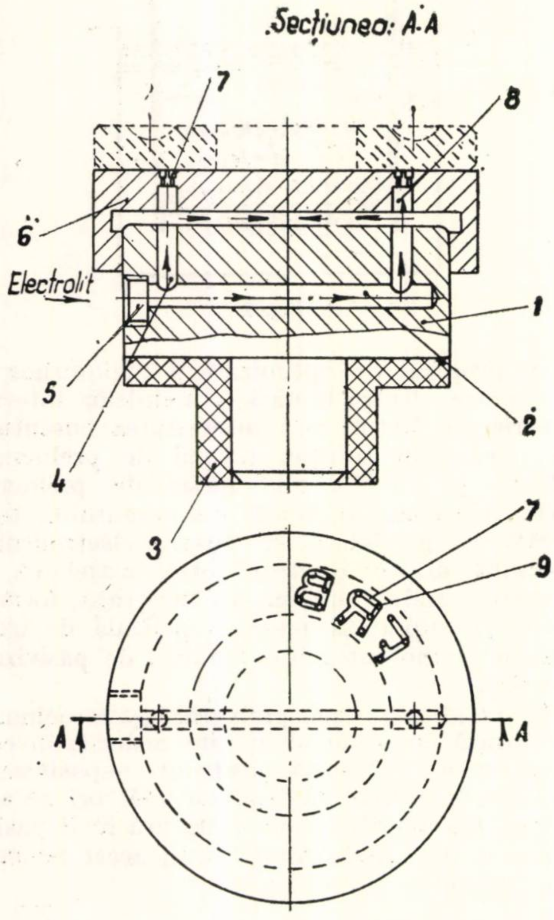


Fig. 3

străpunse (9) pînă în canalele (8) de comunicaţie a electrolitului, permiţînd accesul său pînă la suprafaţa piesei. Electrolitul format din $NaNO_2$, apă şi NaOH, este trimis la capul de marcare cu presiune joasă de o pompă cu debit constant, pentru înlăturarea produselor de dizolvare iniţială a anodului.

Curentul electric alternativ folosit în acest caz are tensiunea cuprinsă între 6 . . . 30 V, o fază fiind legată la masa maşinii, deci la piesă, iar cealaltă la corpul din cupru al capului de marcare. Bucşa (3) dintr-un material izolator, evită contactul între dispozitivul de prindere al capului de marcare şi corpul de cupru (1).

Piesa de marcat depozitată în buncăr este transportată în poziţia de marcare de un braţ acţionat pneumatic. În vederea realizării unui strat de oxid compact, şablonul de marcare este menţinut pe suprafaţa piesei de un releu de timp, şi după marcare este evacuată de piesa următoare. Formarea stratului de oxid are loc în două faze (fig. 4). Piesa de marcat fiind polarizată anodic, oxigenul degajat în timpul electrolizei se deplasează pe suprafaţa piesei pe contururile inscripţiei pe care o va oxida.

În acelaşi timp însă ionii de metal se deplasează în direcţie opusă spre suprafaţa peliculei de oxid create în prima fază, astfel încît vor fi oxidaţi de oxigenul pătruns sub peliculă. Aşadar, pentru un timp foarte scurt oxidarea are loc în acelaşi timp în două sensuri, unul din exteriorul piesei care creează o peliculă subţire de oxid şi

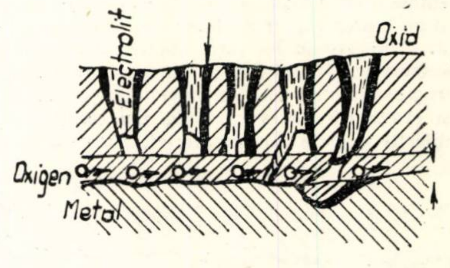


Fig. 4

unul din interior ei. S-a constatat că creşterea în continuare a peliculei de oxid are loc nu din exterior aşa cum ar fi de aşteptat, ci din interior. Pe măsură ce creşte grosimea peliculei de oxid accesul electrolitului la bazele porilor formaţi devine mai dificil, încep să apară procese termice secundare, fenomene însoţite de scăderea vitezei de formare a stratului de oxid şi în final oprirea creşterii peliculei. Dacă fenomenul de electroliză este menţinut în continuare se observă dizolvarea peliculei de oxid şi distrugerea marcajului. În consecinţă, operaţia de marcare trebuie oprită în momentul primei faze de formare a stratului de oxid dat de deplasarea oxigenului pe suprafaţa piesei, pentru care este necesar un timp foarte mic.

3. Rezultate experimentale

Cercetările experimentale au urmărit modul de influenţă a diferiţi parametri asupra calităţii peliculei de oxid depuse pe suprafaţa piesei şi asupra grosimii ei, precum şi găsirea unor electroliţi în anumite concentraţii cu următoarele proprietăţi : conductibilitate electrică bună, inhibitori de coroziune (pentru a proteja piesele marcate şi organele maşinii), viscozitate mică etc. S-a constatat că cea mai mare influenţă asupra formării stratului de oxid la marcarea electrochimică o are presiunea electrolitului şi viteza sa de circulaţie, astfel că odată cu mărirea acestora la aceeaşi tensiune, concentraţie şi densitate de curent, pelicula de oxid se distruge şi începe fenomenul de prelucrare în adîncime.

Explicaţia constă în faptul că electrolitul, intrînd cu o presiune mare în cavitatea cilindrică a capului de marcare, capătă o mişcare de rotaţie (producîndu-se în felul acesta un vîrtej) şi iese prin orificiile practicate în litere cu o presiune mai mare decît cea de intrare, dînd

naştere la unde ultrasonore a căror frecvenţă depinde de presiunea electrolitului.

Cînd presiunea exercitată de undele ultrasonore depăşeşte forţele de coeziune intermoleculară a electrolitului, în punctele unde acesta prezintă o rezistenţă minimă (impurităţi, gaze neomogenităţi etc), se produce ruperea lichidului, dînd naştere fenomenului de cavitaţie. La început bulele cavitaţionale care se formează îşi măresc volumul prin captarea gazelor sau a aerului aflat în masa lichidului. Cînd unda ultrasonoră întîlneşte în calea sa o astfel de bulă cavitaţională aceasta suferă o comprimare adiabatică; are loc implozia bulei, însoţită de o undă de şoc cu efect distructiv asupra peliculei de oxid formate pe suprafaţa piesei, şi anume atunci cînd bulele cavitaţionale pătrund în porii stratului de oxid.

S-a arătat că formarea şi creşterea peliculei de oxid depinde în mare măsură de compoziţia electrolitului, de timpul de marcare şi de potenţialul anodic. În figura 5 sînt prezentate

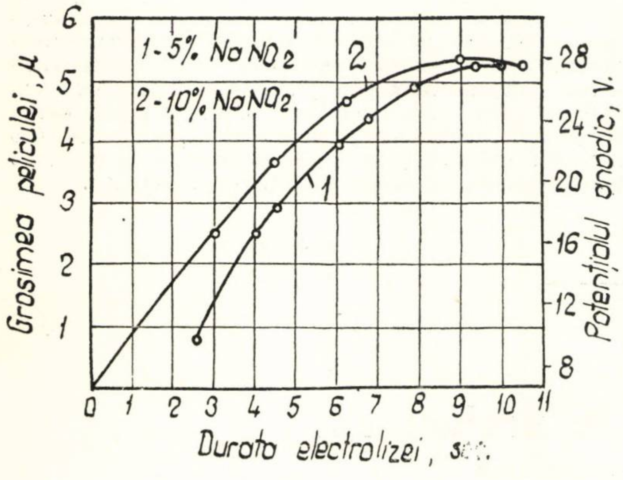


Fig. 5

curbele obţinute pentru variaţia grosimii peliculei de oxid, la concentraţii diferite de $NaNO_2$. Examinînd curbele se constată că la începutul marcării grosimea peliculei creşte aproape liniar. După un anumit timp, din cauza accesibilităţii reduse a electrolitului la bazele porilor, scade viteza de formare a peliculei de oxid, apoi oxidarea încetează. Menţinînd în continuare durata de marcare se constată atacul peliculei.

Un alt factor de influenţă asupra marcării este conductibilitatea electrolitului, care la rîndul ei este independentă de felul şi concentraţia electrolitlui, de temperatura sa, precum şi de formarea (sau nu) a gazelor în soluţie.

Din analiza curbelor prezentate în figura 6, se poate observa că odată cu creşterea concentraţiei de $NaNO_2$ de la 5 . . . 20% şi cu creşterea temperaturii creşte conductibilitatea electrică, însă datorită creşterii temperaturii apariţia gazelor în soluţie se măreşte, ceea ce are ca efect o scădere a conductibilităţii, astfel că influenţa

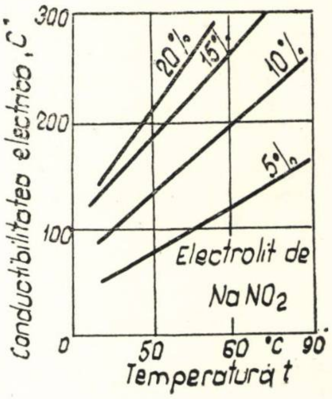


Fig. 6

temperaturii asociată cu apariţia gazelor în cazul marcării electrochimice — se anulează reciproc. Rămîne ca parametru care influenţează puternic asupra conductibilităţii electrice numai concentraţia electrolitului, însă şi aceasta este limitată de anumite condiţii hidrodinamice, astfel încît în scopul obţinerii unui marcaj corespunzător cel mai bine se comportă concentraţiile cuprinse între 5 şi 20% $NaNO_2$.

În scopul obţinerii unor protecţii anticorozive a pieselor marcate şi a organelor maşinii de marcat se adaugă în electrolit o cantitate de 3 . . . 5% NaOH, a cărui influenţă asupra calităţii marcării nu s-a simţit a fi prezentă într-o măsură suficientă. Adaosul de NaOH împreună cu alţi parametri care în cazul prelucrării electrochimice la dimensiuni au o influenţă deosebită asupra fenomenului, în cazul de faţă datorită timpului mic necesar marcării, pot fi neglijaţi.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Gavrilaş, I., Gîrleanu, L., Stan, N.*: Prelucrări electrice în construcţia de maşini. Ed. tehnică Bucureşti, 1968.

[2] *Ionescu, Th. V.*: Electricitatea. Ed. tehnică Bucureşti, 1967.

[3] *Ivan, M., Russan, G.*: Studiul principalilor parametri ai prelucrărilor electrolitice, Construcţia de maşini, nr. 11, Bucureşti, 1971.

[4] *Mincă, M., Petrescu, B. Gh.*: Utilizarea undelor ultrasonore în medii lichide de prelucrarea electrochimică a materialelor, în scopul măririi productivităţii şi al netezirii suprafeţelor prelucrate, Construcţia de maşini nr. 1, Bucureşti, 1971.

[5] *Hafstede, A., Brekel, I.W.M.*: Noi rezultate în domeniul strunjirii electrochimice, T.Z. für praktischer Metallbearbeitung 66, nr. 1, 1972.

[6] * * *: Rectificarea electrochimică a metalelor, Werkstatt und Betrieb, 105, nr. 5, 1972.

[7] * * *: Prelucrarea electrochimică în: La machine outil française, 33, nr. 240, mai, 1968.

Summary

The paper presents in its first part general aspects of electroerosion tooling of metals and electrochemical tooling as well with a view to pointing out the phenomena peculiarities that take place during the tooling process, as well as factors that occur in the optimizing proces of working conditions.

The second part of the article includes the way that the oxyde film is formed on a metal surface during electrolysis (phenomenon known as anodic passivation) as well as its application in order to obtain electrochemical marking on metal parts. The main unit of an automatic bearing rings marking machine is presented further on and the experimental results regarding the way that different parameters influence the quality of the oxyde film deposited on the inscription contours are finally presented.

Zusammenfassung

Im ersten Teil der Arbeit werden allgemeine Fragen der funkenerosiven Metallbearbeitung, sowie der electrochemischen Bearbeitung erörtert, zum Zweck der Hervorhebung der Eigenschaften der während der Bearbeitung eingetretenen Erscheimingen, sowie der Faktoren, die die Vervollkommung der Arbeitsweise beeinflussen. Der zweite Teil zeigt die Bildungsart des Oxydfilmes auf einer Metalloberfläche während der Elektrolyse (anodische Passivierung), und ihre Verwendung zur elektrochemische Markierung von metallischen Werkstücken. Es wird weiter die wichtigste Baugruppe einer automatischen Maschine für Markierung von Wälzlagerringe, und schliesslich die Versuchsergebnisse betreffs des Einfluesses verschiedener Kenngrössen auf die Oxydfilmgüte auf den Inschriftumrissen dargestellt.

Résumé

Dans la première partie l'étude présente les aspects généraux de l'usinage des métaux par électro-érosion et de l'usinage électro-chimique afin de mettre en évidence les particularités des phénomènes qui ont lieu dans le processus d'usinage, de même que les facteurs qui énterviennent dans le processus d'optimisation des régimes de travail.

La deuxième partie comprend le mode de formation de la pellicule d'oxyde sur une surface métallique pendant l'électro-érosion (phénomène connu sous le nom de passivation anodique) et son emploi pour l'obtention du marquage électrochimique des pièces métalliques. On présente le sous-ensemble principal d'une machine automatique pour marquer les bagues des roulements et finalement les résultats expèrimentaux concernant le monde de l'influence des différents paramètres sur la qualité de la pellicule d'oxyde déposée sur les contours de l'inscription.

Резюме

В первой части статья представляет генеральные виды переработки металлов при посредстве электроэрозии и электрохимической переработки с целью подчеркнуть особенности явлений которые происходят в процессе переработки а также и факторы которые ведут к процессу улучшения режимов работы.

Вторая часть показывает как образуется плёнка окиси на металлической поверхности во время электролиза (явление известное под именем анодной поссивирования) и её употребление для электрохимической метки металлических деталей. Дальше представляется главный узел автоматизированной нашины для метки колец для побшипников и опытные результаты что касается влияние различных пареметров на колество пленки окиси, осаждаемой на контуре надписи.

CZ: 621.9.0.047

Înlăturarea pasivizării anodului la prelucrarea electrochimică a materialelor metalice

Dr. ing. Mihai **Mincă** – Institutul Politehnic – București

Prelucrarea electrochimică a materialelor dure și extradure capătă teren din ce în ce mai larg în executarea unor piese greu de așchiat sau imposibil de prelucrat prin alte procedee. Prin acest procedeu se pot executa piese cu forme complicate, cu dimensiuni precise și cu o calitate superioară a suprafețelor prelucrate.

În scopul obținerii unor dimensiuni precise și a unor abateri de formă cît mai mici se impune folosirea unor electroliți pasivanți sau corectarea electrodului-sculă, operație care uneori este foarte complicată și rentabilă numai la serii mari de piese. Electrolitul pasivant cel mai folosit în practică este nitratul de sodiu ($NaNO_4$) în concentrație de 5–20 %. Prin folosirea acestui electrolit se asigură o reproducere precisă, însă randamentul de exploatare a curentului este foarte scăzut (20–30%) datorită reacțiilor secundare de la anod (piesă), pentru distrugerea unui hidroxid foarte dur și casant care se formează sub formă de strat subțire pe suprafața sa.

Acest strat consumă o mare parte din curentul necesar dizolvării (pentru a fi distrus) în scopul continuării procesului. La începutul prelucrării, cantitatea de material prelevat este maximă, iar apoi pe măsură ce se depune acest hidroxid, procesul este mult diminuat și uneori chiar întrerupt. Pentru înlăturarea acestui dezavantaj, în practică s-au folosit multe procedee, dintre care se pot enumera:

— folosirea impulsurilor de curent;
— folosirea undelor ultrasonore produse de emițătoare electromecanice;
— folosirea combinată a prelucrării mecanice (prin materiale abrazive) cu prelucrare electrochimică.

Toate aceste procedee prezintă dezavantaje: fie că sînt costisitoare și ridică prețul prelucrării,

fie că nu se pot aplica la toate genurile de forme geometrice ale pieselor.

Metoda cea mai ieftină se bazează pe folosirea fenomenului de cavitaţie în masa lichidului electrolit prin utilizarea unor emiţătoare mecanice. Un tip special de emiţător mecanic cu jet de lichid, este cel din figura 1 : electrolitul ieşind cu viteze mari printr-o fantă îngustă întîlneşte un obstacol de o formă aerodinamică. Ca urmare, se produce în mediul din vecinătatea suprafeţei obstacolului un vîrtej cu un surplus de presiune în partea sa centrală, datorită ruperii curentului de lichid de către muchiile ascuţite. În punctul de rupere, stratul marginal se îndepărtează de suprafaţa obstacolului înspre masa lichidului, transformîndu-se într-un jet care se deplasează într-o direcţie ce face un unghi cu direcţia curentului de lichid exterior. Dacă scurgerea are loc în mod continuu, vîrtejurile care se succed unele după altele dau naştere unei succesiuni de căderi de presiune, avînd caracterul unei unde cu frecvenţă fundamentală.

$$f_0 = \frac{V}{h}\left(a + \frac{b}{\mathrm{Re}}\right) \qquad (1)$$

unde :

a, b = coeficienţii care caracterizează mediul lichid;
V = viteza de scurgere a electrolitului în ajutaj (m/s);
h = distanţa de la ajutaj la marginea anterioară a obstacolului.

Frecvenţa f_0 poate fi reglată în funcţie de distanţele şi adîncimea cavităţii a conf. figurii 1.

$$\mathrm{Re} = \frac{V \cdot D}{\nu} \rightarrow \text{Numărul lui Reynolds} \qquad (2)$$

V = viteza electrolitului (m/s);
$D = 2 \cdot ac$ = diametrul hidraulic mediu (m);
ν = vîscozitatea cinematică (m^2/s).

Circulaţia depinde de raportul reciproc dintre presiunile dinainte de intrarea şi ieşirea electrolitului din emiţător.

Pentru calculul vitezei electrolitului din ajutaj se utilizează ecuaţia lui Bernoully, din care rezultă :

$$V = \alpha_D \sqrt{\frac{2g}{\gamma}} \Delta P \quad \text{(m/s)}. \qquad (3)$$

unde :

α_D = coeficientul de curent, indică pierderile din conducte;
ΔP= diferenţa de presiune dintre punctul de intrare şi cel de ieşire al electrolitului.

Coeficientul γ_D este luat din tabele şi este cuprins între 0,4 şi 0,8. Viteza electrolitului care circulă în ajutaj este 50—60 m/min.

În lichide undele ultrasonore se propagă longitudinal, iar în relaţia (1) s-au introdus mărimile a şi b care sînt nişte caracteristici ale

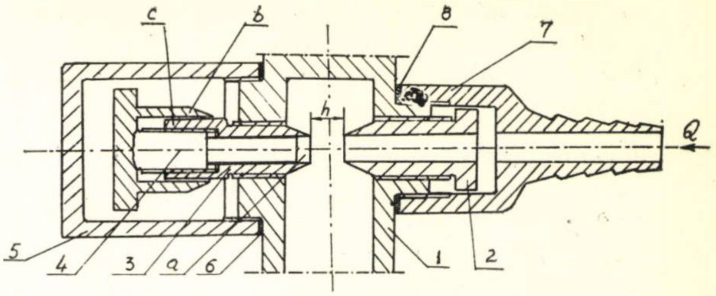


Fig. 1 — Emiţător mecanic cu jet lichid.

mediului lichid prin care se propagă ultrasunetul şi care ţin cont de viteza de propagare a sunetului prin lichide funcţie de temperatura şi presiunea electrolitului. Datorită faptului că asupra electrolitului se aplică atît un efort de compresiune (datorită presiunii mari cu care este trimis în zona de lucru pînă la aproximativ 20 daN/cm²), precum şi un efort de tăiere, avînd în vedere vîscozitatea sa, el este caracterizat prin doi parametri mecanici (un modul de compresiune K şi un modul de tăiere G), ce vor intra în expresiile vitezei şi ale constantei de atenuare a undei acustice. Datorită analogiei dintre un lichid şi starea solidă, Frenkel admite că atomii sau moleculele dintr-un lichid vibrează în jurul poziţiilor de echilibru, cu toate că acestea nu sînt permanente, în sensul că în timpul unui mare număr de oscilaţii atomul sau molecula pot acumula suficientă energie de a efectua saltul, energie necesară învingerii barierei de potenţial datorită particulelor înconjurătoare.

Fiecare atom sau moleculă are nevoie să se oprească un timp mediu τ într-o aceeaşi poziţie, pentru a acumula energia cerută. Dacă această durată este mult mai mică decît timpul mediu τ_m de rămînere a particulei între o anumită poziţie, mediul se comportă ca un solid elastic. Dacă însă durata de acţionare a forţei este mai mare decît timpul τ, acţiunea presiunii face ca saltul atomilor sau moleculelor să fie mai favorabil în direcţia în care se aplică forţa şi se produce o curgere, ceea ce dovedeşte că sistemul posedă proprietăţile atît ale unui solid elastic cît şi ale unui fluid vîscos.

Într-un mediu vîscoelastic între eforturi şi deformaţii există relaţiile :

$$p = -k \cdot \delta$$
$$P_{ij} = G \cdot \delta_{ij}, \qquad (4)$$

unde :

p = efortul de compresiune datorat presiunii care acţionează;
δ = deformarea respectivă datorită presiunii asupra electrolitului;
p_{ij} = efortul de tăiere al vînei de lichid;
δ_{ij} = deformarea datorită efortului de tăiere.

Relaţiile (4) sînt valabile în stare statică, însă în cazul prelucrării electrochimice asupra

lichidului se aplică o presiune variabilă și în acest caz modulul de compresiune devine o cantitate complexă dată de expresia:

$$K = K_0 + K_1 \frac{\omega^2 \tau_v^2}{1 + \omega^2 \tau_v^2} + jK_1 \frac{\omega \tau_v}{1 + \omega^2 \tau_v^2}, \quad (5)$$

unde:

η_v — vîscozitatea de volum;
ω — pulsația mediului;
k_0 — modulul de compresiune static;
k_1 — modulul rotațional care intervine în procesul de relaxare;
τ_v — timpul de relaxare sub volum constant.

$$K_1 = f(\tau_v; \eta_v)$$

conform relației:

$$K_1 = \frac{\eta_v}{\tau_v} \quad (6)$$

De asemenea, în cazul aplicării unui efort alternativ, modulul de tăiere devine și el o cantitate complexă dată de relația:

$$G = G_0 \frac{\omega^2 \tau_s^2}{1 + \omega^2 \tau_s^2} + jG_0 \frac{\omega \tau_s}{1 + \omega^2 \tau_s^2}, \quad (7)$$

unde:

τ_s — timpul de relaxare;
η — vîscozitatea de tăiere cinematică;
G_0 — modulul de tăiere.

$\tau_s = f(\eta, G)$, conform relației:

$$\tau_s = \frac{\eta}{G} \quad (8)$$

În general $\tau_s \neq \tau_v$. Totuși, în cazul lichidelor cu o vîscozitate ridicată, unde procesul care face să apară modulul rotațional este strîns legat de procesul scurgerii, se poate lua $\tau_s = \tau_v = \tau$

Cunoscînd modulul de compresiune K și modulul de tăiere G se poate determina viteza de propagare a undei acustice și constanta de atenuare prin lichid. Viteza de propagare a undei acustice longitudinale, într-un mediu vîscoelastic este dată de relația:

$$Cv^2 = \frac{K + 4/3\, G}{\rho} \quad (9)$$

unde:

ρ = densitatea lichidului electrolit.

Pe de altă parte:

$$\frac{1}{c \cdot v^2} = \left(\frac{1}{c} - j\frac{\alpha}{\omega}\right)^2 \quad (10)$$

unde:

α = constanta de atenuare a undei și dacă presupunem că:

$$\frac{\omega^2}{c^2} \gg \alpha^2 \quad (11)$$

se poate scrie:

$$Cv^2 = \frac{k + 4/3\, G}{\rho} = c^2 + j \cdot 2\alpha \frac{c^2}{\alpha} \quad (12)$$

Introducînd în (10) și (12) relațiile (5) și (7) și egalînd părțile reale între ele și cele imaginare între ele, se pot obține expresiile (a vitezei și a constantei de atenuare):

$$C^2 = \frac{1}{\rho}\left[k_0 + (k_1 + 4/3G)\frac{\omega^2\tau^2}{1+\omega^2\tau^2}\right. \quad (13)$$

$$\alpha = \frac{1}{2\rho c^3}\left(k_1 + \frac{4}{3}G\right)\frac{\omega^2\tau^2}{1+\omega^2\tau^2} \quad (14)$$

În baza relațiilor (13) și (14), în cazul emițătorului mecanic descris (fig. 1) se pot calcula coeficienții a și b care caracterizează electrolitul sub presiune.

Însă viteza de propagare a undelor ultrasonore în electrolit depinde la rîndul ei de temperatura și presiunea electrolitului în zona de lucru, în sensul că viteza descrește pe măsura ce temperatura lichidului crește și crește odată cu presiunea.

Variația temperaturii electrolitului face să se modifice concentrația și în același timp să varieze și depărtarea medie dintre molecule, ceea ce duce la schimbarea vitezei de propagare a undelor. La fel influențează și presiunea în sensul că o schimbare a structurii electrolitului cauzată de mărirea presiunii duce la mărirea vitezei de propagare. În apă, s-a constatat că viteza maximă corespunde unei temperaturi de aproximativ 50°C.

În continuare se va analiza fenomenul de apariție a undelor ultrasonore în electrolit, datorită cavitației ce se formează în masa sa prin intermediul emițătorului mecanic (fig. 1) și modul de distrugere a stratului pasivizant de la anod, prin unda de șoc.

Electrolitul, fiind introdus în emițător sub presiune, iese cu viteză mare prin ajutaj și lovește obstacolul din față formînd vîrtejuri, care provoacă ruperea lichidului și refacerea acestuia sub acțiunea unor tensiuni destul de mari sau a unor variații rapide și puternice de presiune. Ruperea lichidului are loc atunci cînd presiunea acustică este negativă și anulează presiunea corespunzătoare forțelor de coeziune dintre particulele lichidului. Ruperea (de ordin microscopic) a mediului este urmată de apariția unor goluri sau cavități în locurile respective (fenomen denumit cavitație). Aceste cavități sau bule de cavitație, într-o primă fază își modifică volumul (prin umplerea cu gazul sau aerul care se găsea în locul respectiv în momentul formării lor) pînă la o anumită mărime, după care — în faza doua — suferă o comprimare bruscă distrugîndu-se după apariția unei unde de șoc. În cursul procesului de distrugere,

gazul sau vaporii aflaţi în interiorul bulei se comportă în mod adiabatic, temperatura putînd ajunge pînă la 10000°C, iar presiunea la valori mult superioare celei atmosferice (10^6 at).

Timpul necesar de închidere a bulei de cavitaţie a fost calculat de Reyleigh conform relaţiei

$$\tau = 0{,}915 \; R_m \, \frac{\rho}{P}, \qquad (15)$$

unde :

τ = timpul necesar de închidere a bulei de cavitaţie;
R_m = raza medie a bulei de cavitaţie (mm);
ρ = densitatea lichidului (g/mm³);
P = presiunea maximă corespunzătoare undei de şoc.

Timpul rezultat din calcul conform relaţiei (12) are o valoare care corespunde datelor obţinute experimental. Presiunea maximă corespunzătoare undei de şoc, la o distanţă $r = 1{,}587 \; R$

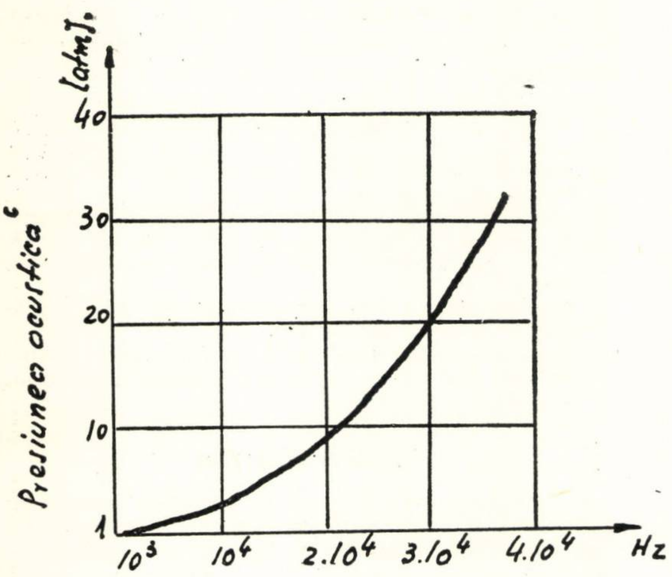


Fig. 2 — Variaţia frecvenţei cu presiunea acustică de valoarea care defineşte pragul cavitaţiei.

de centrul bulei, se poate calcula cu ajutorul relaţiei :

$$P_{max} = \frac{P}{4^{4/3}} \left(\frac{R_m}{R} \right)^3 \qquad (16)$$

Formarea bulelor de cavitaţie este uşurată de prezenţa fluctuaţiilor calorice din masa lichidului şi de prezenţa gazului dizolvat în masa sa.

În figura 2 este dată curba de variaţie a frecvenţei undelor ultrasonice cu presiunile acustice folosite (curbă stabilită de Esche), care delimitează domeniul apariţiei fenomenului de cavitaţie în apă.

Producerea cavitaţiei acustice în electrolit provoacă o serie de efecte de natură mecanică, acustică, optică, chimică şi biologică. Datorită undelor de şoc, care creează temperaturi şi presiuni locale foarte ridicate, se produce eroziunea suprafeţei unui corp solid imersat. Eroziunea poate fi pusă în evidenţă prin pierderea greutăţii corpului în urma eliminării unei cantităţi din masa acestuia. Gradul de erodare al unui material depinde de mai mulţi factori printre care :

- intensitatea undei de şoc;
- natura şi temperatura electrolitului folosit;
- natura gazului dizolvat în electrolit;
- presiunea acustică.

Modul în care acţiunea de eroziune depinde de natura lichidului şi temperatura sa a fost explicat de Rosenberg (fig. 3), care a constatat că în cazul apei eroziunea maximă corespunde unei temperaturi de 50°C, la care viteza de propagare a ultrasunetului este maximă.

Faptul că eroziunea creşte odată cu temperatura lichidului se explică prin mărirea numărului de germeni cavitaţionali. Scăderea eroziunii dincolo de o anumită valoare a temperaturii, îşi găseşte explicaţia în intervenţia unei amorti-

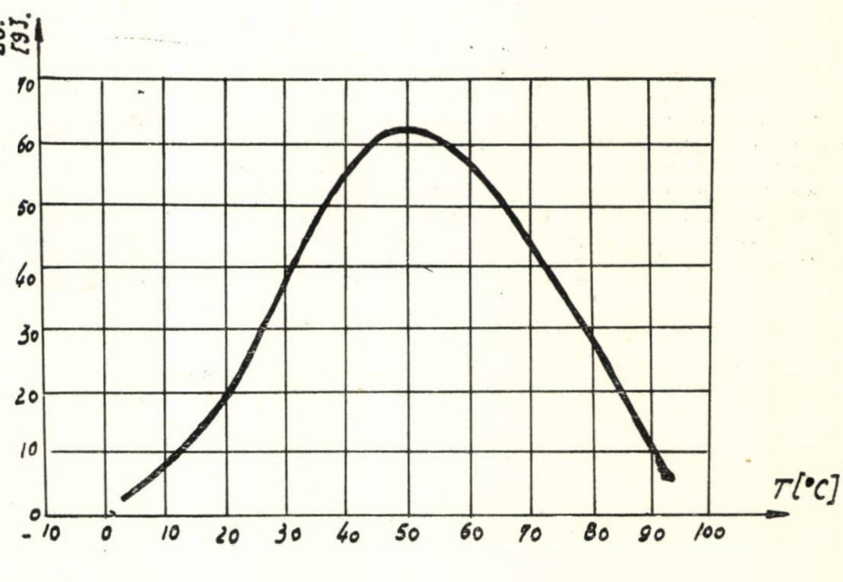


Fig. 3 — Dependenţa eroziunii ultrasonice de temperatură în cazul apei.

zări a undei de şoc produsă prin implozia bulei, datorită difuzării în interiorul său a vaporilor de lichid şi a gazelor dizolvate.

În continuare se va arăta efectul bulelor de cavitaţie asupra stratului de oxid format pe suprafaţa anodului prin pasivizare (fig. 4).

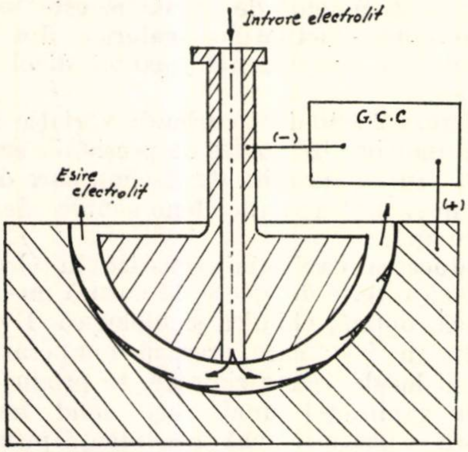


Fig. 4 — Efectul cavitaţiei asupra stratului de oxid de pe suprafaţa anodului.

Din figură se constată modul cum bulele de cavitaţie reuşesc să îndepărteze stratul de hidroxid format; acest proces are loc în două etape. În prima etapă apar bulele de cavitaţie, care produc imediat fisurarea sau ruperea unei bucăţi din stratul de oxid existent pe suprafaţa care se prelucrează. În cea de a doua etapă, un alt mecanism distructiv poate fi observat: pătrunderea bulelor mici în porii stratului sau între golurile ivite prin desprinderea acestui oxid. Prin distrugerea acestor bule de cavitaţie (datorită undei de şoc) se îndepărtează în mod continuu acest strat care are ca efect imediat mărirea cantităţii de material prelevat la anod prin dizolvarea electrochimică.

Concluzii

Prin folosirea fenomenului de cavitaţie în zona de lucru la prelucrarea electrochimică se pot obţine următoarele avantaje:

— **O eliminare bună a produselor de reacţie dintre sculă şi piesă;**

— **O mărire a cantităţii de material prelevat prin:**

a) accelerarea ionilor cedaţi la anod;
b) efectul abraziv al undei de şoc;

— **Mărirea randamentului de exploatare al curentului prin înlăturarea stratului pasivant de la anod care necesită reacţii secundare de dizolvare.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Acad. Bădărău, E.*: Ultraacustica fizică şi tehnică, Ed. tehnică, Bucureşti, 1967.
[2] *Brown, B.*: Progrese recente la aplicarea ultrasunetelor la procesele de prelucrare, Machinery, nr. 2744, 1969.
[3] * * *: La machine — outil française, nr. 240, mai, 1968.
[4] *Neppiras, A. F.*: Prelucrarea şi formarea prin ultrasunete, Ultrasonics, nr. 2, 1969.
[5] *Mincă, M.*: Dispozitiv şi procedeu de producere a fenomenului cavitaţional în masa lichidului electrolit (Brevet de invenţie).

Summary

The article presents a special type of mechanical emitter for producing ultrasound waves into the electrolyte liquid mass used to remove the passivity of part surface that is electrochemically processed. Damage of the passivized layer on the part surface is due to the shock wave created by cavitation bubbles in the electrolyte mass.

Zusammenfassung

Es wird ein Sondertyp eines mechanischen Senders für die Erzeugung von Ultraschallwellen in der Masse des zur Passivierungsbeseitigung der elektrochemisch bearbeiteten Oberfläche verwendeten Elektrolyten dargestellt.

Die Zerstörung der passivierenden Schicht an der Werkstückoberfläche wird von der Stosswelle bedingt, die von den Kavitationsblasen in der Elektrolytmasse hervorgerufen wird.

Résumé

L'article présente un type spécial d'émetteur mécanique, générateur d'ondes ultra-soniques dans la masse du liquide — electrolyte employé pour écarter la passivation de la surface de la pièce usinée par la méthode électrochimique. La destruction de la couche passivante de la surface de la pièce est due à l'onde de choc créée par les fulles de cavitation de la masse de l'electrolyte.

Резюме

В статье представлен специальный тип механической передающей станций для произведения ультразвуков в массе Электролитических жидкостей. употреб ляемый для устранения пассивизирования поверхности детали, обрабатываемой электрохимически. Устранение пассивизированного слоя с поверхности детали производится ударной волной образуемой кавитационными пузырями в массе электролита.

CZ: 621.9.047

Aspecte ale procesului tehnologic de prelucrare electrochimică

Ing. Eugeniu **Popa** – I.C.P.T.C.M. – Bucureşti

Ing. Florian-Paul **Simion** – Institutul Politehnic – Bucureşti

Posibilitatea prelucrării metalelor indiferent de duritate, productivitatea ridicată şi lipsa uzurii sculelor sînt doar cîteva aspecte care au condus la studierea posibilităţilor de introducere a prelucrării electrochimice în industria constructoare de maşini.

Locurile unde această metodă, îşi găseşte utilizarea, justificîndu-se economic, sînt printre altele: prelucrarea paletelor de turbină, prelucrarea matriţelor de forjă, a matriţelor de turnătorie, a pieselor din componenţa aparatajelor hidrostatice şi hidrodinamice etc.

Pentru introducerea cu succes a prelucrării electrochimice în producţie, se impun cercetări laborioase cu scopul de a stabili influenţa şi elaborarea de tehnologii pentru piese reprezentative din industria noastră. Din acest punct de vedere s-a ţinut seama de faptul că o instalaţie de prelucrat electrochimic, oricît ar fi pusă la punct, nu poate fi folosită dacă nu se stabileşte o metodologie clară de elaborare a procesului tehnologic şi de proiectare a sculelor.

La prelucrarea de adîncire electrochimică metodologică de elaborare a procesului tehnologic, proiectarea şi corecţia sculelor impun luarea în considerare a trei metode de bază (fig. 1):

1. *Prelucrarea prin generare.*
2. *Prelucrarea statică.*
3. *Prelucrarea profilelor complexe.*

După încadrarea piesei într-una din aceste metode se trece la elaborarea procesului tehnologic şi la proiectarea sculei.

În figura 2 se prezintă o aplicaţie a prelucrării statice obţinînd o îmbunătăţire a finisării şi preciziei obţinute prin generare. Un caz particular al prelucrării statice este debavurarea electrochimică, electrodul făcînd o înfăşurare completă a piesei şi creind un interstiţiu de lucru de 0,2 . . . 0,5 mm faţă de muchiile care trebuie rotunjite.

Prelucrarea profilelor complexe se realizează cu un electrod tridimensional care are o formă potrivită în funcţie de forma piesei de prelucrat. Studiul pentru proiectarea şi corecţia electrozilor în cadrul acestui gen de prelucrare, trebuie făcut pentru fiecare piesă în parte.

Cercetările şi experimentările tehnologice efectuate urmăresc influenţa parametrilor impuşi de procesul electrochimic asupra prelucrării: parametrii electrici (tensiunea – U) şi (curentul – I) şi ceilalţi parametrii de lucru – interstiţiul de lucru – δ, presiunea electrolitului – p, temperatura – T°, natura şi concentraţia electrolitului, precum şi forma sculei cu care se face prelucrarea luată în studiu.

Experimentările au început cu prelucrarea prin generare determinînd la început forma sculei. În figura 3 se prezintă electrodul-sculă executat corect (fig. 3 a) electrodul-sculă exe-

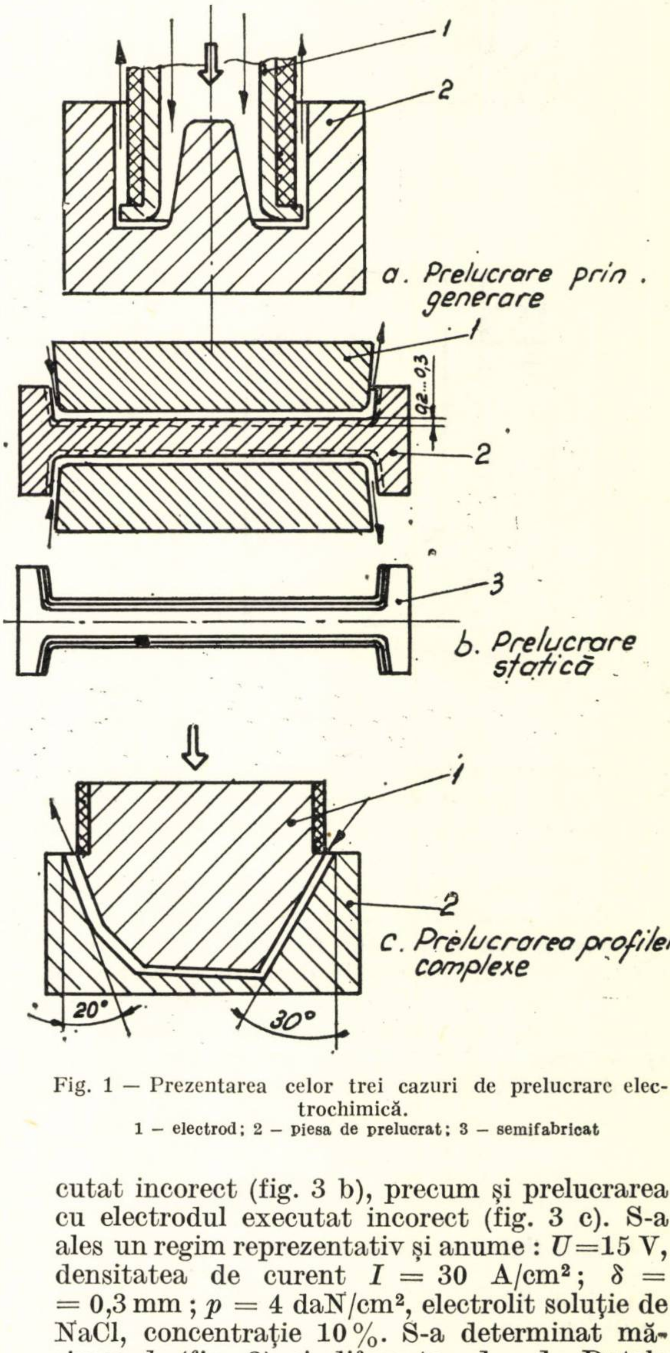


Fig. 1 — Prezentarea celor trei cazuri de prelucrare electrochimică.
1 – electrod; 2 – piesa de prelucrat; 3 – semifabricat

cutat incorect (fig. 3 b), precum şi prelucrarea cu electrodul executat incorect (fig. 3 c). S-a ales un regim reprezentativ şi anume: U=15 V, densitatea de curent I = 30 A/cm^2; δ = = 0,3 mm; p = 4 daN/cm^2, electrolit soluţie de NaCl, concentraţie 10%. S-a determinat mărimea h (fig. 3) şi diferenţa $d - d_1$. Datele experimentale sînt prezentate în figura 4,

Variaţia preciziei prelucrării funcţie de h se prezintă în figura 5.

Influenţa temperaturii asupra prelucrării — figura 5 — unde s-a menţinut valoarea din

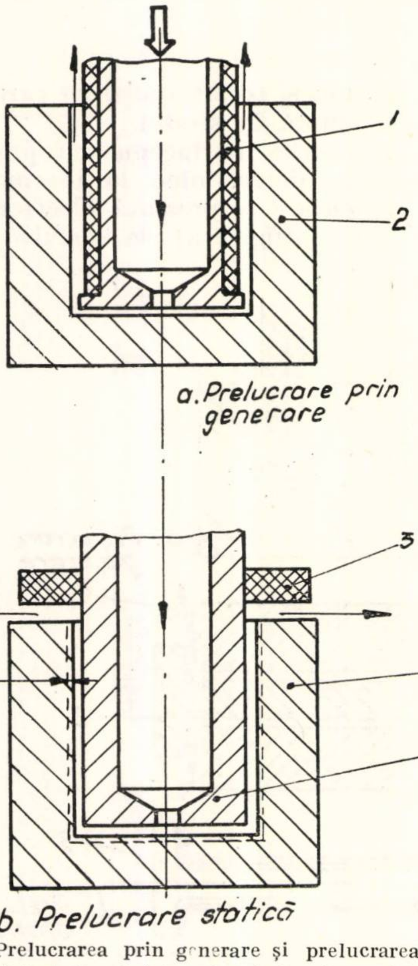


Fig. 2 — Prelucrarea prin generare şi prelucrarea statică. 1 — electrod; 2 — piesă de prelucrat; 3 — placa izolatoare:

determinarea anterioară $h = 0,5$, a ţinut seama la alegerea intervalului, atît de precizie cît şi de viteza de avans. Grafic, este reprezentată în figura 7.

În continuare se va prezenta un mod de calcul al procesului tehnologic privind prelucrarea electrochimică a paletei rotor $L = 106,5$ mm, treapta 2 şi 2 a (rotaţie dreapta şi respectiv stînga), folosită la turbina cu abur (fig. 8). Sînt cunoscute datele referitoare la piesa-anod (paleta rotor, material 20 c 130 STAS 3583-64) cu dimensiunile părţii active:

$L = 106,5$ mm 1 (40 mm pe desfăşurata BDC);
— masa netă a paletei, $M = 0,390$ kg;
— interstiţiul de lucru, $\delta = 0,3$ mm;
— electrolitul, soluţie 10% NaCl, în H_2O.

I. Calculul regimului de lucru

I. 1. *Curentul de lucru I*, se determină conform legii lui Ohm:

$$I = \frac{U}{R}$$

unde:

$U = 12$ V; se alege $R = R_1 + R_2 + R_e$,

în care:

R_1 — rezistenţa catodului;
R_2 — rezistenţa anodului;
R_e — rezistenţa electrolitului.

unde:

$$R_1 = \rho_1 = \frac{l_1}{S_1},$$

$\rho_1 = 0,016 \frac{\Omega\, mm^2}{m}$ — rezistivitatea catodului confecţionat din Cu;

$l_1 = 4,5 \cdot 10^{-2}$ m — lungimea medie parcursă de curent;

$S_1 = 106,5 \cdot 45 = 4770$ mm² — suprafaţa de lucru a catodului.

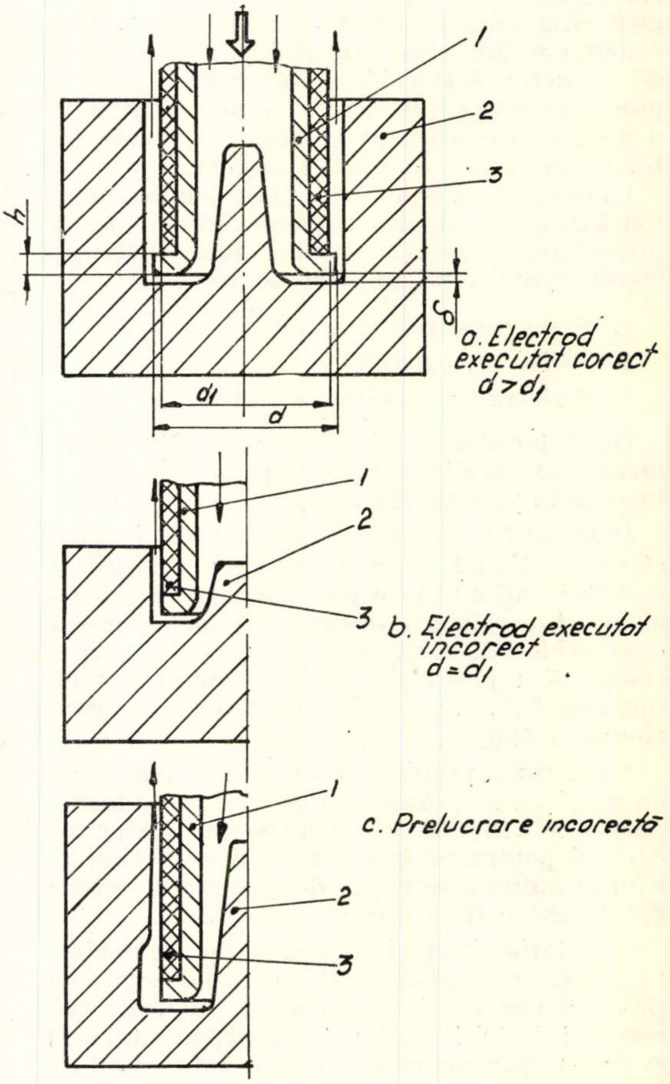
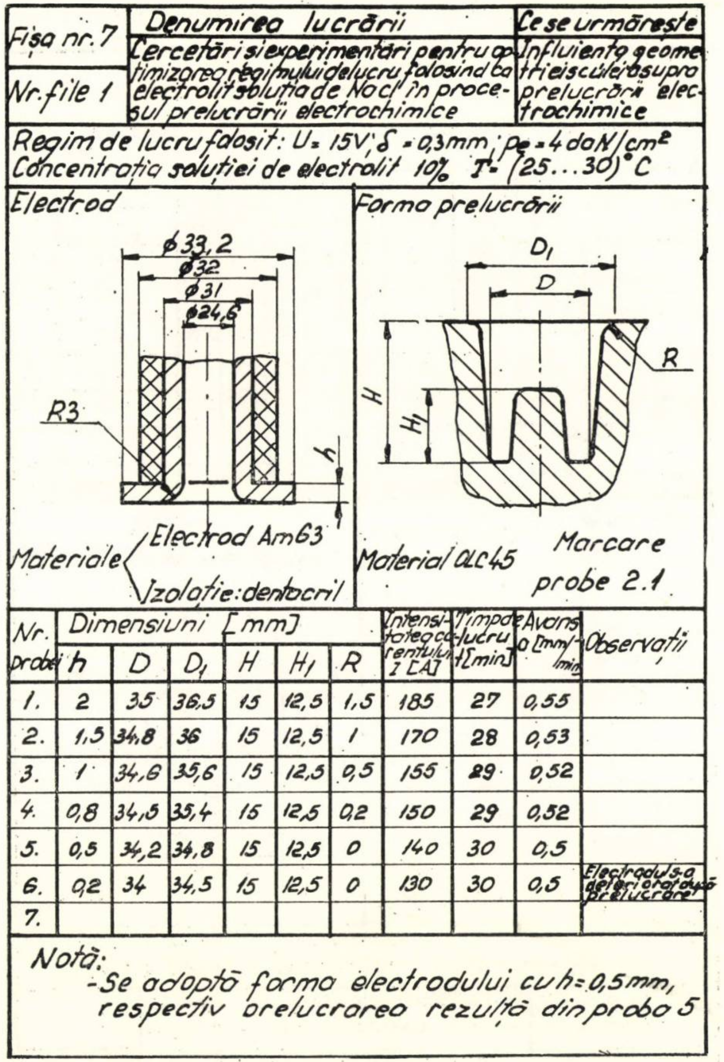


Fig. 3 — Cazuri de prelucrare corectă şi incorectă; 1 — electrod; 2 — piesă 3 — izolaţie.



Fişa nr. 7	Denumirea lucrării	Ce se urmăreşte
Nr. file 1	Cercetări şi experimentări pentru optimizarea regimului de lucru folosind ca electrolit soluţia de NaCl în procesul prelucrării electrochimice	Influienţa geometriei sculei asupra prelucrării electrochimice

Regim de lucru folosit: U = 15V; δ = 0,3mm; pe = 4 daN/cm²
Concentraţia soluţiei de electrolit 10% T = (25...30)°C

Materiale: Electrod AmG3; Izolaţie: dentacril
Material OLC45
Marcare probe 2.1

Nr. probei	Dimensiuni [mm] h	D	D₁	H	H₁	R	Intensitatea curentului I [A]	Timp de lucru t [min]	Avans a [mm/min]	Observaţii
1.	2	35	36,5	15	12,5	1,5	185	27	0,55	
2.	1,5	34,8	36	15	12,5	1	170	28	0,53	
3.	1	34,6	35,6	15	12,5	0,5	155	29	0,52	
4.	0,8	34,5	35,4	15	12,5	0,2	150	29	0,52	
5.	0,5	34,2	34,8	15	12,5	0	140	30	0,5	
6.	0,2	34	34,5	15	12,5	0	130	30	0,5	Electrodul s-a deteriorat după prelucrare
7.										

Notă:
- Se adoptă forma electrodului cu h = 0,5mm, respectiv prelucrarea rezultă din proba 5

Fig. 4 — Date experimentale ale unei prelucrări.

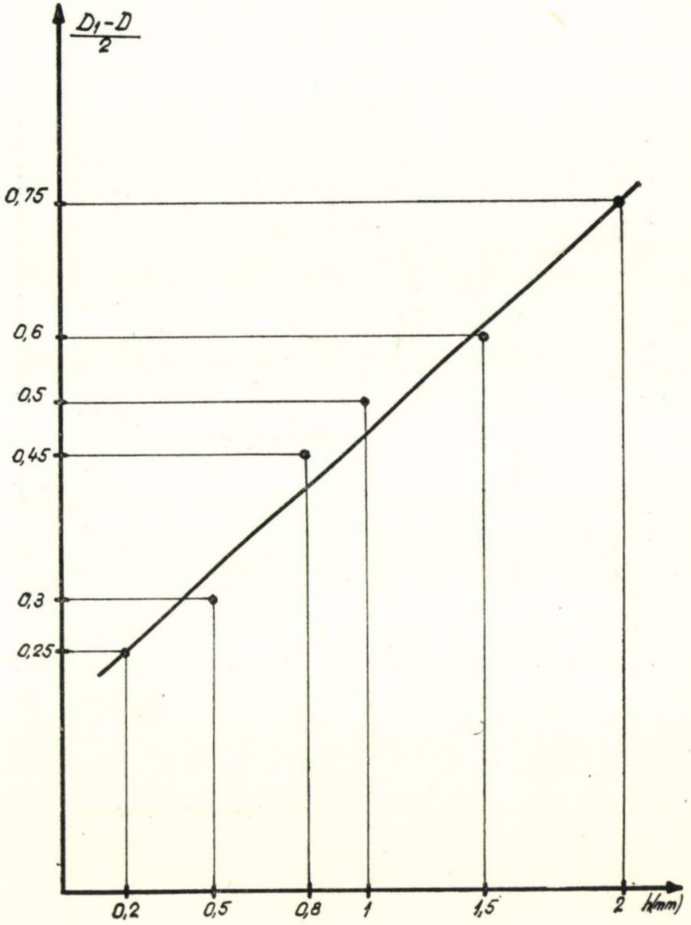
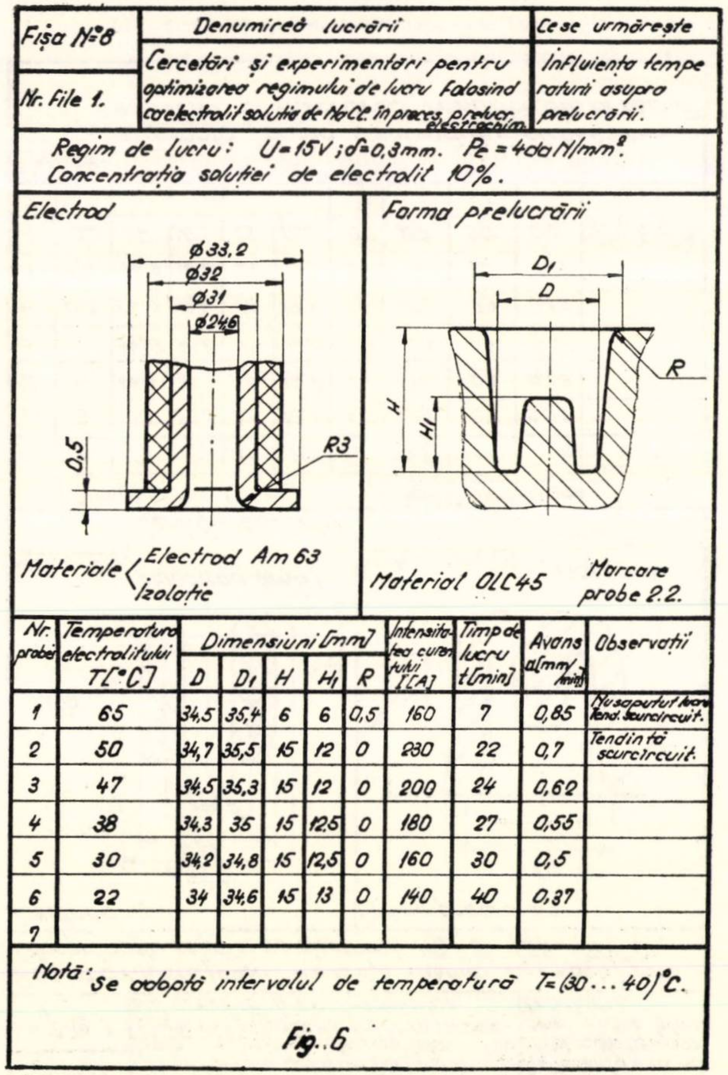


Fig. 5 — Influenţa interstiţiului la precizia dimensională



Fișa N°8 | Denumirea lucrării | Ce se urmărește

Nr. File 1. | Cercetări și experimentări pentru optimizarea regimului de lucru folosind ca electrolit soluția de NaCl în proces prelucr. electrochim. | Influența temperaturii asupra prelucrării.

Regim de lucru: U=15V; δ=0,3mm. P_e=4daN/mm².
Concentrația soluției de electrolit 10%.

Materiale ⟨ Electrod Am 63 / Izolație

Material OLC45 — Marcare probe 2.2.

Nr. probei	Temperatura electrolitului T[°C]	Dimensiuni [mm] D	D_1	H	H_1	R	Intensitatea curentului I[A]	Timp de lucru t[min]	Avans a[mm/min]	Observații
1	65	34,5	35,4	6	6	0,5	160	7	0,85	Nu s-a putut lucra tend. scurcircuit.
2	50	34,7	35,5	15	12	0	230	22	0,7	Tendință scurcircuit.
3	47	34,5	35,3	15	12	0	200	24	0,62	
4	38	34,3	35	15	12,5	0	180	27	0,55	
5	30	34,2	34,8	15	12,5	0	160	30	0,5	
6	22	34	34,6	15	13	0	140	40	0,37	
7										

Notă: Se adoptă intervalul de temperatură T=(30...40)°C.

Fig. 6

Fig. 6 — Influența temperaturii asupra prelucrării.

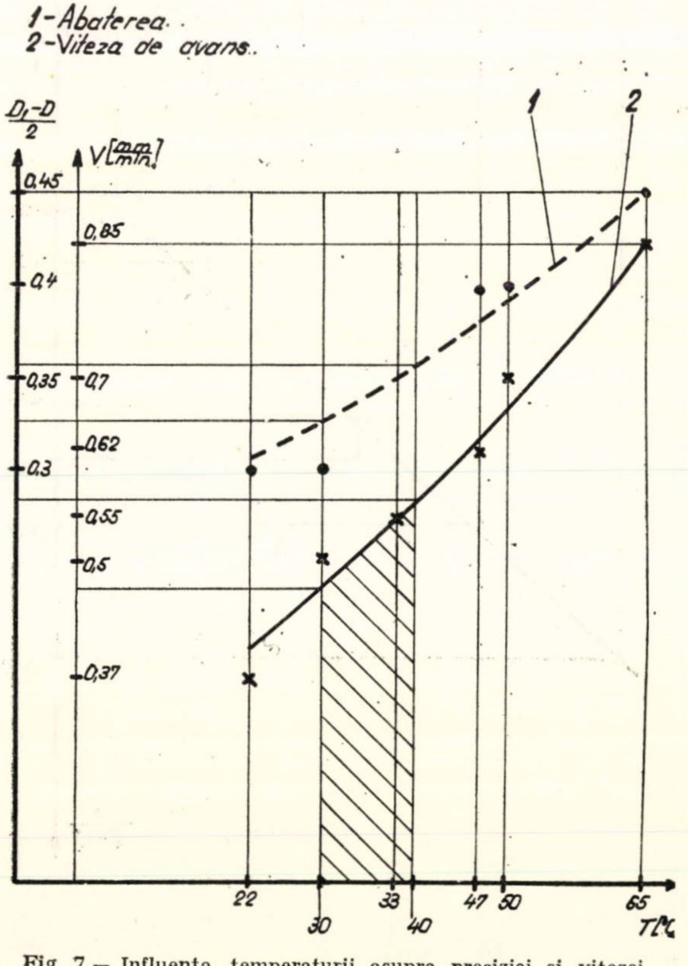


Fig. 7 — Influența temperaturii asupra preciziei și vitezei de prelucrare.

Deci :

$$R_1 = 0{,}016 \frac{4{,}5.10^{-2}}{4770} \Omega = 1{,}52 \cdot 10^{-7}\ \Omega$$

$$R_2 = \rho_2 \frac{l_2}{S_2};$$

I.2. Energia consumată

$$W = U \cdot I,\ (\text{W})$$

$$W = 12.3000 = 36.0000\ \text{W}$$

I. 3. Debitul de electrolit, D_e. Electrolitul asigură trecerea curentului electric și se

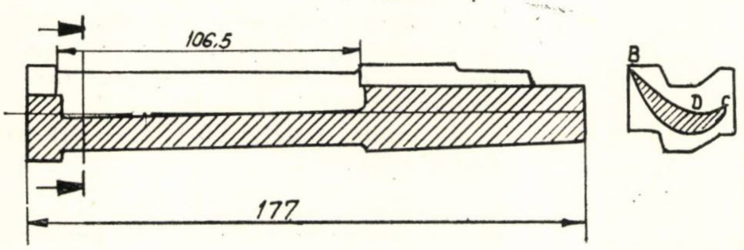


Fig. 8 — Paletă de turbină.

unde :

$$\rho_2 = 0{,}15 \frac{\Omega\ \text{mm}^2}{\text{m}}$$ — rezistivitatea anodului (a piesei).

$$l_2 = \frac{V}{S_2} = \frac{G}{\gamma S},$$ V — volumul paletei; γ — greutatea specifică.

unde :

$S_2 = 10{,}6 \cdot 4 = 42{,}4\ \text{cm}^2$ — S_2 — suprafața de lucru a anodului (piesei).

Deci :

$$l_2 = \frac{0{,}39}{8{,}27 \cdot 42{,}4 \cdot 10^{-2}} = 1{,}18.10^{-2}\ \text{m}$$ — G — greutatea piesei

Deci :

$$R_2 = 0{,}15 - \frac{1{,}18.10^{-2}}{4240} \Omega = 3{,}8^2 \cdot 10^{-7}\ \Omega$$

$$R_e = \rho_e \frac{\delta}{S_2}$$

unde :

$\rho_e = 5{,}65\ \Omega\ \text{cm}$ — rezistivitatea electrolitului

$\delta = 0{,}3\ \text{mm} = 0{,}3 \cdot 10^{-1}\ \text{cm}$

$S_2 = 42{,}40\ \text{cm}^2$

Deci :

$$R_e = 5{,}65 - \frac{0{,}3 \cdot 10^{-1}}{42{,}40} = 40.000 \cdot 10^{-7}\ \Omega.$$

Rezistența totală :

$$R_e = (1{,}52 + 3{,}80 + 400000)\ 10^{-7}\ \Omega =$$
$$= 4{,}000532 \cdot 10^{-3}\ \Omega$$

Intensitatea curentului este :

$$I = \frac{12 \cdot 10^{+3}}{4{,}0006} A = 3.000\ \text{A}$$

produc fenomenele electrochimice. În plus electrolitul în mișcare transportă reziduurile prelucrării preluînd și căldura degajată în procesul de prelucrare protejînd în acest fel încălzirea excesivă a sculei și a piesei. Pentru acest motiv se consideră, că toată energia se transformă în căldură :

$$Q_e = \frac{W}{4180}, \left(\frac{\text{kcal}}{\text{s}}\right)$$

$$Q_e = \frac{36000}{4180} = 8{,}60 \frac{\text{kcal}}{\text{s}}$$

Exprimat prin masă, debitul electrolitului devine :

$$M_e = \frac{Q_e}{C(\theta_2 - \theta_1)} \frac{\text{kg}}{\text{s}},$$

unde :

$C = 0{,}52 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}^\circ\text{C}}$ — căldură specifică a electrolitului;

$\theta_2 - \theta_1 = 12^\circ\text{C}$ — diferența de temperatură dintre intrarea și ieșirea electrolitului din spațiul de lucru.

Deci :

$$M_e = \frac{8{,}60}{0{,}52 \cdot 12} \frac{\text{kg}}{\text{s}} = 1{,}38 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$$

Și atunci :

$$D_e = \frac{M_e}{\gamma} \frac{\text{dm}^3}{\text{s}},$$

unde : $\gamma = 1{,}1 \frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$ — greutatea specifică a electrodului

$$D_e = \frac{1{,}38}{1{,}1} \frac{\text{dm}^3}{\text{s}} = 1{,}25 \frac{\text{dm}^3}{\text{s}}$$

I. 4. Viteza de curgere a electrolitului în interstițiul de lucru.

$$V = \frac{D_e}{L \cdot \delta} \frac{cm}{s},$$

unde :

L — lungimea de lucru în cm;
D_e — debitul în $\frac{cm^3}{s}$.

$$V = \frac{1,25 \cdot 10^3}{10,65 \cdot 0,03} \frac{cm}{s} = 3900 \frac{cm}{s}$$

I. 5. Presiunea electrolitului

Diametrul hidraulic echivalent $d = 4 \frac{A}{P}$ cm,

în care :

A — secțiunea de trecere (cm²);
P — perimetrul udat (cm).

$$A = 10,6 \cdot 0,03 \text{ cm}^2 = 0,318 \text{ cm}^2$$

$$p = 2(10,6 + 0,03) = 21,26 \text{ cm}$$

$$d = 4 \frac{0,318}{21,26} \text{cm} = 0,06 \text{ cm}$$

Numărul lui Reynolds :

$$R_e = \frac{v \times d}{\nu},$$

unde : $\nu = 0,011$ — vîscozitatea cinematică a electrolitului Stokes

$$R = \frac{3900 \cdot 0,06}{0,011} = 21300 \text{ și deoarece :}$$

$R > 2000$ — curgerea este turbulentă.

Pierderea de presiune :

$$\Delta p = \lambda \frac{lv^2}{2gd},$$

unde :

l = lățimea interstițiului de lucru;
$g = 981 \frac{cm}{s^2}$;
d = diametrul hidraulic.

$$\lambda = \frac{0,3164}{4 \cdot 2,13 \cdot 10^4} = \frac{0,3164}{10^4 \cdot 2,13} = \frac{0,3164}{10 \cdot 1,2} = 0,026$$

$$\Delta p = 0,026 \frac{4 \cdot (3900)^2}{2 \cdot 981 \cdot 0,06} = 13400 \text{ cm} =$$

$$= 134 \text{ m col. } H_2O$$

$$p = \frac{134}{10,33} = 13 \frac{daN}{cm^2}$$

Presiunea de lucru se stabilește cu 3 ... 5 daN/cm² mai mult decît p

$$p = p + 4 = 17 \frac{daN}{cm^2}$$

I. 6. Viteza de prelucrare electrochimică. Conform legii a doua a lui Faraday, la trecerea curentului electric prin soluția de electrolit cantitatea de substanță eliberată la anod este proporțională cu echivalentul chimic. Constanta de proporționalitate $F = 96500$ C

Materialul paletei 20 C 130 are următoarea compoziție :

Elementul	C	Si	Mn	Cr	Fe
X = Conținutul %	0,20	0,50	0,50	13	85,8
A = Masa atomică	—	28,06	54,93	52,01	55,84
Z = Valența	—	4	2	2	2

În procesul de prelucrare electrochimică, înlăturarea carbonului se face prin dislocare mecanică și nu prin dizolvare anodică, motiv pentru care nu se ia în calcul masa atomică și valența.

Viteza specifică este :

$$V_{sp} = \left[F\left(\frac{X_1 Z_1}{A_1} + \ldots + \frac{X_n Z_n}{A_n}\right)\right]^{-1} \frac{g}{C}$$

$$V_{sp} = \left[96500 \frac{0,50 \cdot 10^{-2}}{28,06} + \frac{0,50 \cdot 10^{-2} \cdot 2}{54,93} + \right.$$

$$\left. + \frac{13 \cdot 10^{-2} \cdot 2}{52,01} + \frac{85,8 \cdot 10^{-2} \cdot 2}{55,84}\right]^{-1} =$$

$$= 2,94 \cdot 10^{-4} \frac{g}{C}$$

Viteza de prelucrare electrochimică este :

$$V_e = 60 \frac{I V_{sp}}{\gamma S_2} \frac{mm}{min},$$

unde :

$\gamma = 8,27 \frac{g}{cm^3}$ — greutatea specifică a aliajului;
S_2(cm²) — suprafața de lucru.

$$V_e = 60 \frac{3 \cdot 10^3 \cdot 2,94 \cdot 10^{-4}}{8,27 \cdot 42,40} = 0,15 \frac{cm}{min} =$$

$$= 1,5 \text{ mm/min.}$$

Avînd procesul tehnologic proiectat după programul de calcul prezentat, proiectarea şi corecţia sculelor devine mai uşoară, prin faptul că experimentarea se face în condiţiile tehnologiei de prelucrare propriu-zise.

II. Calculul adaosului minim de prelucrare electrochimică a semifabricatului

În studiul prelucrării electrochimice a metalelor, un loc deosebit îl ocupă semifabricatul de la care se porneşte prelucrarea. Semifabricatul nu trebuie să fie oricum, el urmărind profilul piesei finite, cu adaosul de prelucrare respectiv. Adaosul de prelucrare este dublu haşurat, aşa cum se observă din figura 9.

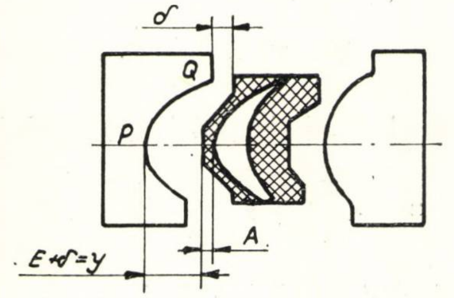


Fig. 9 — Schema de calcul pentru adaosul minim de prelucrare.

Viteza în punctul P va fi : $\frac{dy}{dt}$

Atunci :

$$\frac{dy}{dt} = V_e - V_e \frac{\delta}{y} \quad dt = \frac{1}{V_e} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\delta}{y}} dy$$

Timpul de prelucrare în punctul P va fi :

$$Tp = \frac{1}{V_e} \int_{\delta+t}^{E+\delta} \frac{1}{1 - \frac{\delta}{y}} dy$$

Timpul de prelucrare în punctul Q va fi :

$$T_Q = \frac{E + A}{V_e}$$

Dar cum : $T_P = T_Q$, rezultă :

$$\int_{\delta+t}^{E+\delta} \frac{dy}{1 - \frac{\delta}{y}} = E + A$$

după integrare rezultă :

$$[y + \delta\, ln(y - \delta)]_{\delta+t}^{E+\delta} = E + A$$

$$A = \delta\left(ln \frac{E}{t}\right) - t \text{ (mm)}$$

În cazul paletei :

$E = 12$ mm — diferenţa maximă de formă ;
$\delta = 0,3$ mm — interstiţiul de lucru ;
$t = 0,05$ mm — toleranţa piesei ;
A (mm) — adaos minim de prelucrare.

$$A = 0,3\, ln \frac{12}{0,05} - 0,05 = 0,3 \cdot 5,48 - 0,05 =$$
$$= 1,6 \text{ mm}$$

Pentru siguranţă : $A_0 = A \cdot K$ (mm), unde : $K = 1,5 \ldots 2$. Deci

$$A_0 = 1,6 \cdot 2 = 3,2 \text{ mm}$$

III. Calculul curbei generatoare a profilului sculei

Expresia matematică a volumului de metal prelevat prin dizolvare anodică pe unitatea de timp, este :

$$V_{ol} = \frac{I}{96500} \frac{N}{n} \cdot \frac{n}{\rho}, \quad (1)$$

unde :

pentru un metal dat, valoarea $E = \frac{N}{96500\, n \cdot \rho}$ este constantă ;

I = intensitatea curentului (A) ;
N = numărul atomic al metalului ;
n = valenţa metalului ;
ρ = densitatea metalului în g/cm³ ;
η = randamentul electrolitului,

deci :

$$Vol. = I \cdot E \cdot \eta \quad (1') \quad \text{şi} \quad Vol. = v_{sp} \cdot I \quad (1'')$$

Introducînd noţiunea de densitate de curent $J\left(\frac{A}{cm^2}\right)$ grosimea stratului de metal prelevat pe unitatea de timp, este :

$$V_e = \frac{J \cdot N \cdot \eta}{96500\, n} \quad (2)$$

şi ţinînd cont de expresia derivată din legea lui Ohm :

$$\delta = \frac{\varkappa U}{J}, \quad (3)$$

se obţine :

$$\delta = \frac{\varkappa \cdot U \cdot E \cdot \eta}{v_e}; \quad (4)$$

unde : $\varkappa$ — este conductivitatea electrolitului.

Exprimînd în coordonate carteziene punctele : M (x_0, y_0) care aparţine piesei şi N(x, y) care aparţine sculei, se obţine din figura 9 a :

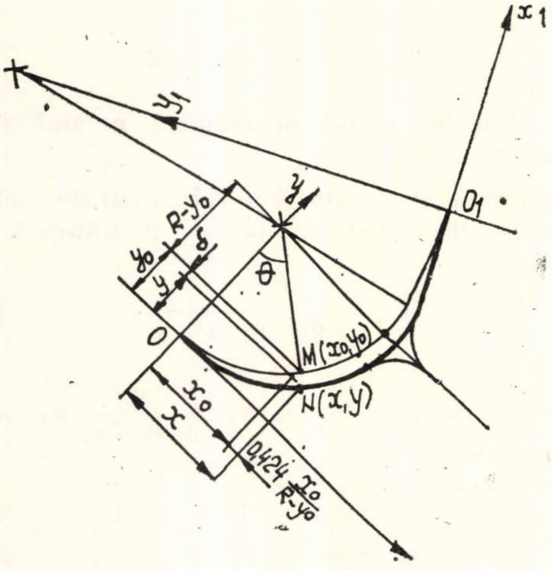
$$x - x_0 = \delta \frac{dx}{dy} = \delta \cdot \text{tg}\ \theta \quad (5)$$

Luînd relaţia (1') sub forma:

$$E \cdot \eta = \frac{Vol.}{I} \quad \text{şi} \quad Vol. = v_{sp} \cdot I$$

şi introducînd relaţia (4), se obţine:

$$\delta = \frac{\varkappa \cdot U \cdot Vol.}{I \cdot v_e} = \frac{\varkappa \cdot U \cdot v_{sp}}{v_e} \tag{6}$$



a)

Fig. 10 a — Reprezentarea grafică a sculei-electrod.

În acelaşi timp, creşterea temperaturii prin efectul Joule este exprimată prin:

$$\frac{dT}{dx} = \frac{U^2 \varkappa_0}{v \cdot \rho_e \cdot c \cdot \delta^2}[1 + \alpha(T - T_0)] \tag{8}$$

V — viteza electrolitului (cm s);
ρ — densitatea electrolitului;
c — căldura specifică a electrolitului (cal/g °C);
δ — interstiţiul (cm).

Exprimînd $y = \frac{\alpha U^2 x_0 x}{v \cdot \rho_e \cdot c \cdot \delta^2}$, (9)

soluţia ecuaţiei (8) va fi:

$$T - To = \frac{e^y - 1}{\alpha}. \tag{10}$$

Introducînd relaţia (10) în (7) se obţine:

$$\varkappa = \varkappa_0 \left[1 + \alpha \frac{e^y - 1}{\alpha}\right] = \varkappa_0 \, e^y \tag{11}$$

şi introducînd relaţia (10) în (6)

se obţine:

$$x_0 = \frac{\varkappa \, e^{\frac{\alpha U^2 x_0 x}{v \rho_e c \delta^2}} \cdot U \cdot v_{sp}}{v_e} \cdot \operatorname{tg}\theta, \tag{12}$$

relaţia ce ajută la obţinerea curbei profilului sculei pentru prelucrarea electrochimică a paletei.

Xo	yo	R-yo	X = Xo+0,69 Xo/(R-yo)
0	0	96	0
10	1	95	10,0725
20	2,5	93,5	20,148
30	5	91	30,227
40	9	87	40,317
50	14,5	81,5	50,424
60	21,5	74,5	60,555
70	30	66	70,730
80	43,5	52,5	81,050
90	64	32	91,940
92	70	26	94,470
94	77	19	97,400
95	82	14	99,700
96	96	0	+∞

xo	yo	yo-R	X = xo+0,69 xo/(yo-R)
95	107,5	+11,5	100,700
94	115	+19	97,400
92	120	+24	94,650

Xo1	yo1	R-yo1	-x = -xo+0,69 (-xo)/(R-yo1)
0	0	300	0
10	0,5	299,5	-10,023
20	1	299	-20,046
30	2	298	-30,069
40	2,5	297,5	-40,093
50	4,5	295,5	-50,117
60	6	294	-60,140
65	7	293	-65,153

b)

Fig. 10 b — Coordonatele profilului sculei din figura 10 a.

Dar:

$$\varkappa = \varkappa_0 \, [1 + \alpha(T - T_0)] \tag{7}$$

— variaţia conductivităţii cu temperatura

Pentru cazul ales practic în lucrarea de faţă: $\alpha = 0{,}02 \frac{1}{°C}$(pentru soluţia de NaCl); $I = 3000A$;

$U = 12$ V; $\varkappa_0 = 0{,}18 \dfrac{1}{\Omega \cdot \mathrm{cm}}$; $x = l = 4$ cm — lățimea interstițiului de lucru; $V = 3900 \dfrac{\mathrm{cm}}{\mathrm{s}}$; $\rho_e = 1{,}1$ g/cm^3; $C = 0{,}52 \dfrac{\mathrm{cal}}{\mathrm{g}^\circ\mathrm{C}}$;

$\delta = 0{,}03$ cm; $V_e = 1{,}5 \dfrac{\mathrm{mm}}{\mathrm{min}}$; $V_{sp} = 2{,}94 \cdot 10^{-4} \dfrac{\mathrm{g}}{\mathrm{C}}$

Inlocuind în relația (12) se obține:

$$x - x_0 = \frac{0{,}18 \cdot e^{\frac{0{,}02 \cdot 12^2 \cdot 0{,}18 \cdot 4}{3900 \cdot 1{,}1 \cdot 0{,}52 \cdot (0{,}03)^2}} \cdot 12 \cdot 2{,}94 \cdot 10^{-4}}{\frac{1{,}5 \cdot 10^{-1}}{60}} \operatorname{tg} \theta$$

efectuînd calculele:

$$x - x_0 = 0{,}690 \operatorname{tg} \theta$$

sau ținînd seama de figura 10 a, se obține ecuația:

$$x = x_0 + 0{,}690 \frac{x_0}{R - y_0} \quad \text{pentru} \quad R > y_0 \quad \text{și}$$

$$x = x_0 + 0{,}690 \frac{x_0}{y_0 - R}. \quad \text{pentru} \quad R < y_0,$$ iar rezultatele sînt prezentate în figura 10b.

IV. Concluzii

Prelucrarea prin așchiere a paletelor de turbină în special a părții active, care are profilul aerodinamic, se impune a fi înlocuită cu prelucrarea electrochimică care prezintă avantajele:

— productivitate ridicată (reducerea de manoperă de 1 : 20);
— numărul ridicat de scule, precum și uzura lor la prelucrarea prin așchiere, este înlocuit la prelucrarea prin electrochimie de o singură sculă, uzura acesteia fiind nulă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *De Barr, A.E.* et *Oliver, D.A.*: L'usinage electrochimique.
[2] *Kavafune, K.* și *Nota, K.*: Teoria i primenenie electrohimicescoi obrabotki.
[3] *Wilson John F.*: Practice and Theory of Electrochemical Machining.

Summary

The elaboration methodology of an electrochemical tooling technology is presented and is illustrated on the example of an actual part- a turbo blade. The authors wring also a contribution to design calculus of electrochemical tooling with illustration on the some part.

The data presented in the paper as regards electrochemical tooling and the influence of different parameters over the electrochemical erosion process represent the result of some closed researches and experiments.

Zusammenfassung

Es wird eine Methodologie zur Ausarbeitung einer elektrochemischen Bearbeitungstechnologie am Beispiel einer Turbinenschaufel dargestellt.

Die Autoren bringen ihren Beitrag auch zur Ausarbeitung einer Entwurfsberechnung des elektrochemisch bearbeiteten Werkzeugs am Beispiel desselben Werkstückes.

Die dargestellten Augaben betreffs der elektrochemischen Bearbeitung und des Einflusses verschiedener Kenngrössen aut das elektrochemischen Abtragen ist das Ergebnis einiger abgeschlossenen Versuche.

Résumé

On présente une méthodologie d'élaboration d'une technologie d'usinage electrochimique, exemplifiée sur une pièce concrete — une palette de turbine. Les auteurs ont contribué aussi au calcul nécessaire pour l'engineering de l'outil usiné par la méthode èlectro-chimique (en exemplifiant sur la même pièce). Les données présentées dans l'étude concernant l'usinage électrochimique et l'influence des différents paramètres sur le processus d'érosion électrochimique représentent le résultat des recherches et des expériences terminées.

Резюме

Авторы представляют методологию выработки технологий электрохимической переработки на конкретной детали: лопасть турбины. Авторы делают расчёт для проектирования инструмента для электрохимической обработки для той же детали.

Данные показанные в стьатье, что касается электрохимической переработки и влияния разных параметров на эрозионный электрохимический процесс являются результатом законченных изысканий и опытов.

CZ: 621.9.047

Unele aspecte privind tehnologia de finisare electrochimică în construcția de mașini

Ing. Iolanda **Ristea** — I.C.P.T.C.M. — București

Ridicarea continuă a performanțelor și nivelului tehnic al mașinilor, instalațiilor și aparatelor reprezintă o condiție de bază în obținerea rezultatelor pozitive în întreaga acțiune de îmbunătățire a calității produselor fabricate. Pentru realizarea sarcinilor de mare importanță ce revin industriei constructoare de mașini în domeniul calității produselor, este necesară nu numai ridicarea nivelului calitativ al materialelor ci și intensificarea eforturilor pentru obținerea unei calități superioare a suprafețelor prelucrate prin așchiere. Această ultimă cerință este impusă de condițiile din ce în ce mai exigente în ceea ce privește rezistența la uzură, rezistența la oboseală și rezistența la coroziune a organelor de mașini.

Obținerea unei anumite calități a suprafeței pieselor prin procedee convenționale de finisare (rectificare, honuire, lepuire) necesită timpi mari de prelucrare, fapt care conduce la scăderea productivității. Procedeul de finisare electrochimică a suprafeței pieselor permite îmbunătățirea calității prin micșorarea rugozității, diminuarea înălțimii bavurilor exterioare, cură-

ţirea suprafeţelor oxidate din tratamentul termic, creşterea rezistenţei la coroziune, micşorarea coeficientului de frecare, creşterea coeficientului de reflexie al luminii. De asemenea acest procedeu dă posibilitatea finisării suprafeţelor greu accesibile prin alte metode.

Datorită faptului că necesită timpi de prelucrare mici şi oferă posibilitatea finisării concomitente a mai multor piese poate fi considerat un procedeu de mare productivitate în comparaţie cu procedeele convenţionale de finisare.

Procedeul electrochimic se bazează pe fenomenul dizolvării anodice preferenţiale a metalelor. În linii mari mecanismul dizolvării anodice se explică astfel: suprafaţa metalului prezintă zone cu activitate chimică diferită funcţie de microprofil, proeminenţele fiind zone active iar adînciturile fiind zone pasive. La trecerea curentului la interfaţa anod-electrolit se formează o peliculă subţire cu vîscozitate şi rezistenţă electrică mărită. Dacă rezistenţa electrică a peliculei este mult mai mare decît a soluţiei, dizolvarea se va produce diferenţiat de porţiunile neacoperite, sau slab acoperite de pelicula vîscoasă. Ca urmare a acestui proces de dizolvare selectivă, suprafaţa piesei se va netezi.

Un metal sau un aliaj pentru a putea fi finisat electrochimic trebuie să îndeplinească următoarele condiţii:

— interacţiunea dintre metal, electrolit şi curentul electric să asigure o dizolvare anodică corespunzătoare;

— să nu aibă incluziuni metalice, iar structura sa să fie continuă şi omogenă;

— să fie slab activ din punct de vedere chimic în prezenţa electrolitului, atunci cînd nu este sub influenţa curentului electric.

Electroliţii folosiţi în procesul de dizolvare anodică trebuie să aibă următoarele proprietăţi:

— capacitate mare de polizare determinată de o polizare anodică redusă;

— capacitate de a poliza mai multe tipuri de metale;

— stabilitate chimică în timpul lucrului şi în afara acestuia;

— să nu aibă acţiune corozivă asupra metalului de finisat a dispozitivelor de suspensie în timpul întreruperii lucrului;

— să permită folosirea într-o gamă largă a tensiunilor şi densităţilor de curent.

Ţinînd cont de criteriile enumerate mai sus s-au selectat din literatură cîteva tipuri de electroliţi, cu care s-au făcut încercări de laborator pentru studiul acţiunii lor asupra oţelurilor aliate de tipul OCL 15, 18 Mo CN 13, 18 MC 10, 15 CO 8. Selecţionarea electrolitului optim s-a făcut în funcţie de criteriile amintite anterior.

Densitatea anodică de curent influenţează asupra productivităţii procesului de finisare. Creşterea densităţii de curent are ca efect mărirea vitezei de dizolvare a metalului. Dacă se măreşte densitatea curentului cu mult peste valoarea optimă, se observă o emanare puternică de gaze, o supraîncălzire, se intensifică atacarea suprafeţei metalului, creşte consumul de energie electrică, scăzînd în acelaşi timp randamentul folosirii acestuia.

Timpul de lucru influenţează asupra procesului de polizare şi anume: mărirea timpului de lucru are ca efect creşterea cantităţii de metal dizolvate.

Temperatura de lucru a electrolitului influenţează productivitatea procesului. Cu cît creşte temperatura, creşte proporţional cantitatea de metal îndepărtată, creşte conductivitatea electrică a soluţiei şi devine posibilă menţinerea densităţii de curent necesară. Micşorarea temperaturii duce la încetinirea reacţiei, îngreunează difuziunea şi contribuie la mărirea peliculei anodice.

Pentru studiul finisării electrochimice din punct de vedere al efectului de diminuare a înălţimii bavurilor, experimentările s-au efectuat la temperatură scăzută (20 . . . 30°C), ceea ce a permis menţinerea unei valori ridicate a vîscozităţii electrolitului şi implicit o mărire a grosimii peliculei anodice, deci creşterea efectivului de dizolvare pe proeminenţe.

Experimentările de laborator pentru stabilirea electrolitului optim şi a parametrilor de lucru (densitatea de curent şi timpul de prelucrare, temperatura-constantă), s-au efectuat pe epruvete din oţel tip OLC 15, 18 Mo CN 13, 15 CO 8, 18 MC 10, prin studiul vitezei de dizolvare preferenţială a vîrfurilor rugozităţii.

Efectul de dizolvare s-a determinat prin variaţia rugozităţii maxime R_{max} şi rugozităţii medii R_a a suprafeţelor epruvetelor din oţel. S-a ales rugozitatea maximă a suprafeţei epruvetelor drept criteriu de determinare a acţiunii de dizolvare anodică asupra proeminenţelor prin asimilarea cu bavura. Rugozitatea medie este un criteriu de apreciere a calităţii suprafeţei care este determinată de acţiunea de polizare a electrolitului.

Măsurile de rugozitate a suprafeţelor epruvetelor s-au efectuat cu aparatul tip ME — 10 Carl Zeiss Jena. Densitatea de curent şi timpul de lucru sînt parametri cu o acţiune simultană şi de aceea acţiunea lor s-a analizat concomitent pentru a stabili valorile optime pentru un electrolit dat.

În tabelul 1 sînt prezentate valorile determinărilor de rugozitate maximă iniţială (R_{M_i}), finală-după prelucrarea electrochimică (R_{M_f}), precum şi diferenţa lor $\Delta R_M(R_{M_i} - R_M)$ pentru trei tipuri de electroliţi, la diferite valori ale densităţii de curent şi ale timpului de lucru. Experimentările au fost efectuate pe epruvete din oţel 18 Mo CN 13.

Din analiza datelor prezentate în tabela de mai sus se constată că soluţia optimă din punct de vedere al diminuării maxime a rugozităţii R_M şi al considerentelor economice determinate de consumul de energie electrică este electrolitul nr. 1, la densitatea de curent 50 A/dm², timpul de lucru 4 minute şi temperatura 20 . . . 30°C.

Tabelul 1

Dens. de curent A/dm²	Timp de lucru min.	Soluția 1: Acid fosforic 70%, Acid sulfuric 12%, Anhidridă cromică 6%, Apă 12%			Soluția 2: Acid fosforic 63%, Acid sulfuric 15%, Apă 22%			Soluția 3: Acid sulfuric 1.000 g/l, Glicerină 100 g/l		
		R_{M_i}	R_{M_f}	ΔR_M	R_{M_i}	R_{M_f}	ΔR_M	R_{M_i}	R_{M_f}	ΔR_M
50	1	13,1	12,9	0,2	14,6	12,6	2,0	13,0	12,0	1,0
	2	13,8	9,1	4,7	13,2	10,9	2,3	14,2	11,3	2,9
	3	15,6	9,3	6,3	14,6	12,5	2,1	19,0	12,7	6,3
	4	15,5	9,8	7,7	15,5	10,9	4,6	12,8	10,6	2,2
75	1	15,5	11,2	4,3	16,7	13,9	2,8	12,8	10,4	2,4
	2	13,3	9,3	4,0	15,9	11,0	4,9	13,7	12,2	1,6
	3	16,3	10,0	5,3	14,1	10,5	3,6	12,8	10,9	1,9
	4	12,5	10,8	1,7	15,9	10,7	5,2	13,2	12,4	0,8
100	1	15,7	13,8	1,9	19,3	14,0	5,3	15,1	12,8	2,3
	2	15,8	10,8	4,8	13,9	11,1	2,8	15,6	10,7	4,9
	3	15,7	10,9	4,8	17,1	8,7	8,4	16,9	12,7	4,2
	4	14,6	12,9	1,7	17,3	11,8	5,5	14,0	10,6	3,4
150	1	13,4	8,9	4,5	14,8	12,1	2,7	14,4	11,2	3,2
	2	12,3	10,9	1,4	17,6	12,8	4,8	13,4	8,5	4,9
	3	15,6	10,9	4,7	19,5	13,4	6,1	15,6	9,8	5,8
	4	15,0	9,9	5,1	17,2	14,5	2,7	15,5	12,5	3,0

Fiind selectat electrolitul, s-a studiat și comportarea celorlalte tipuri de oțel — 18 MC 10, OLC 15, față de variația densității de curent și a timpului de lucru. Valorile obținute pentru măsurările de rugozitate maximă sînt prezentate în tabelul 2 comparativ cu datele obținute pentru oțelul 18 Mo CN 13.

μm, pentru măsurările de rugozitate R_a inițiale, finale, precum și diferența lor sînt prezentate în tabelul 3.

Studiile efectuate asupra electrolitului și a parametrilor de lucru (densitatea de curent, timpul de lucru) au condus la stabilirea condițiilor de lucru pentru a obține procesul de

Tabelul 2

Densitate de curent A/dm²	Timp de lucru min.	18 MoCN 13			OLC 15			18 MC 10		
		R_{M_i}	R_{M_f}	ΔR_M	R_{M_i}	R_{M_f}	ΔR_M	R_{M_i}	R_{M_f}	ΔR_M
50	1	13,1	12,9	0,2	7,9	6,8	1,1	10,1	9	1,1
	2	13,8	9,1	4,7	8,0	6,5	1,5	9,7	8,1	1,6
	3	15,6	9,3	6,3	10,5	7,0	3,5	10,9	8,4	2,5
	4	15,5	9,8	7,7	15,7	7,9	7,8	12,1	6,3	5,8
75	1	15,5	11,2	4,3	14,1	7,7	6,4	14,2	10,7	3,5
	2	13,3	9,3	4,0	18,0	11,3	6,7	10,1	7,1	3,0
	3	15,3	10,0	5,3	15,2	7,6	7,6	11,3	6,1	5,2
	4	12,5	10,8	1,7	8,5	6,6	1,9	12,1	10,0	2,1
100	1	15,7	13,8	1,9	8,1	7,8	0,3	12,9	10,6	2,3
	2	15,8	10,8	4,8	8,5	6,5	2,0	14,5	9,1	5,4
	3	15,7	10,9	4,8	13,0	5,2	7,8	13,5	8,6	4,9
	4	14,6	12,9	1,7	9,0	7,5	1,5	11,8	6,8	5,0
150	1	13,4	8,9	4,5	11,0	8,0	3,0	13,3	8,7	4,6
	2	12,3	10,9	1,4	11,1	7,5	3,6	12,4	7,4	5,0
	3	15,6	10,9	4,7	7,8	6,0	1,8	12,2	6,7	5,5
	4	15,0	9,9	5,1	9,2	8,2	1,0	13,8	6,1	7,7

Analiza valorilor prezentate conduce la aceiași parametri de lucru pentru oțelurile OCL 15 și 18 MC 10 ca și pentru oțelul 18 Mo CN 13.

Măsurările de rugozitate medie efectuate au indicat aceeași soluție tehnologică pentru procesul de finisare electrochimică. Valorile, în

finisare electrochimică. Pentru definitivarea parametrilor de lucru a trebuit realizat studiul comportării bavurii la acțiunea procesului de finisare electrochimică. Realizarea acestui studiu a impus găsirea unei metode de măsurare a bavurii. Pentru aceasta s-au confecționat

Tabelul 3

Densitate de curent A/dm²	Timp de lucru min.	18 MoCN 13			OLC 15			18 MC 10		
		Ra_i	Ra_f	ΔRa	Ra_i	Ra_f	ΔRa	Ra_i	Ra_f	ΔRa
50	1	1,78	1,64	0,12	1,10	1,02	0,08	1,36	1,22	0,14
	2	1,70	1,42	0,28	1,12	0,96	0,16	1,36	1,18	0,18
	3	1,90	1,46	0,44	1,64	1,10	0,54	1,46	1,20	0,26
	4	2,12	1,38	0,74	1,74	1,06	0,78	1,82	1,16	0,56
75	1	1,78	1,62	0,16	1,48	1,14	0,34	1,66	1,46	0,20
	2	1,86	1,36	0,40	1,68	1,10	0,58	1,38	1,16	0,22
	3	1,90	1,54	0,36	1,76	1,20	0,56	1,38	1,00	0,38
	4	1,76	1,70	0,06	1,16	0,96	0,20	1,36	0,90	0,46
100	1	1,96	1,76	0,20	1,20	1,16	0,04	1,64	1,36	0,28
	2	1,94	1,42	0,52	1,16	0,92	0,24	1,64	1,16	0,48
	3	1,82	1,46	0,36	1,76	0,90	0,86	1,64	1,16	0,48
	4	1,90	1,46	0,44	1,38	1,02	0,36	1,58	1,10	0,48
150	1	1,74	1,30	0,44	1,60	1,08	0,52	1,64	1,28	0,36
	2	1,68	1,30	0,38	1,36	1,08	0,28	1,54	1,16	0,38
	3	1,88	1,26	0,52	1,14	1,08	0,06	1,56	0,94	0,62
	4	1,84	1,52	0,32	1,18	0,96	0,22	1,54	1,06	0,48

piese cu o formă geometrică primară la care definirea bavurii să fie uşor accesibilă.

Măsurile pentru determinarea înălţimii bavurii au fost efectuate la partea superioară a cilindrului cu un aparat TESA cu palpator. Determinarea rugozităţii medii s-a făcut cu aparatul tip SURTRONIC, pe suprafaţa cilindrului. De asemenea s-au efectuat şi măsurări de diametru şi ovalitate pentru a se urmări influenţa procesului de finisare electrochimică asupra caracteristicilor dimensionale ale pieselor. Măsurările de diametru au fost efectuate cu pasametrul. Piesele au fost măsurate înainte şi după tratarea lor în baia de finisare, iar rezultatele sînt prezentate în tabelul 4. S-a studiat influenţa procesului de finisare electrochimică în două variante ale parametrilor de lucru.

După cum se observă din tabel efectele procesului de finisare electrochimică asupra pieselor din punct de vedere al debavurării, al îmbunătăţirii calităţii suprafeţelor şi al caracteristicilor dimensionale sînt aproximativ aceleaşi, cu deosebirea că prima variantă este mai economică din punct de vedere al consumului de energie. Deci, experimentările efectuate pe piese au permis definitivarea parametrilor tehnologici la următoarele valori :

densitatea de curent. . . . . 50 A/dm² ;
timpul de lucru . . . . 4 minute

Studiile efectuate pentru definitivarea parametrilor de lucru ai procesului de finisare electrochimică au arătat că pe lîngă efectele urmărite, adică diminuarea bavurilor muchiilor şi îmbunătăţirea calităţii suprafeţelor, pot fi influenţate şi caracteristicile dimensionale ale pieselor.

Pentru a se stabili în mod exact care este influenţa procesului de finisare electrochimică s-au supus acestei operaţii piese confecţionate din oţelurile studiate şi anume : OLC 15, 18 Mo CN 13, 15 CO 8, 18 MC 10. Au fost

Tabelul 4

Dens. de curent A/dm²	Timp de lucru min.	Înălţimea bavurii (H) µm			Rugozitatea medie (R_a) µm			Diametru mm			Ovalitate mm		
		H_i	H_f	ΔH	Ra_i	Ra_f	ΔRa	D_i	D_f	ΔD	O_i	O_f	ΔO
		0,040	0,006	0,034	0,54	0,035	0,505	9,68	9,45	0,23	0	0	0
		0,050	0,012	0,038	0,43	0,050	0,380	9,61	0,38	0,23	0	0	0
50	4	0,040	0	0,040	0,53	0,035	0,495	9,64	9,45	0,19	0	0	0
		0,060	0,020	0,040	0,37	0,028	0,342	9,68	9,47	0,21	0	0	0
Media :				0,038			0,43			0,21			0
		0,055	0,010	0,045	0,38	0,025	0,355	9,70	9,52	0,18	0	0	0
100	2	0,030	0	0,030	0,58	0,030	0,550	9,63	9,40	0,23	0	0	0
		0,040	0,003	0,037	0,42	0,040	0,380	9,64	9,44	0,20	0,01	0,01	0
		0,045	0,001	0,044	0,37	0,028	0.342	9,62	9,39	0,23	0	0,01	0,0
Media :				0,039			0,41			0,21			0

efectuate măsurări iniţiale şi finale, înainte şi după prelucrarea în baia de finisare electrochimică, asupra diametrelor, ovalităţii şi a rugozităţii medii. Valorile acestor măsurări au

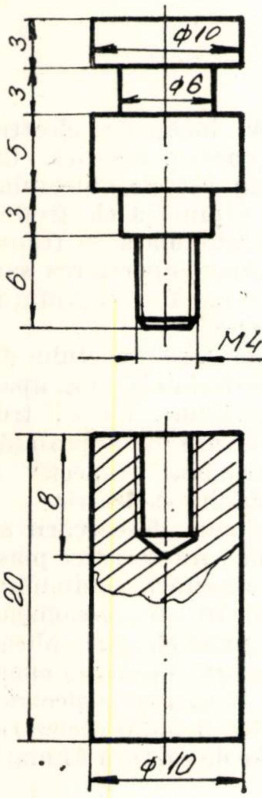


Fig. 1 – Schiţa piesei realizate pentru studiul bavurii.

fost prelucrate statistic determinîndu-se valoarea medie şi abaterea medie pătratică.

Piesele au fost prelucrate în condiţiile stabilite în cadrul experimentărilor anterioare:

— electrolitul:

acid fosforic	70%
acid sulfuric	12%
anhidridă cromică	6%
apă	12%

— parametrii de lucru:

temperatura	20 ... 30°C
densitate de curent	50 A/dm²
timp	4 minute

Analiza statistică a valorilor măsurărilor efectuate asupra pieselor prelucrate în baia de finisare electrochimică a demonstrat faptul că procesul de dizolvare anodică este un proces controlabil şi reproductibil în condiţiile de lucru date obţinîndu-se următoarele efecte:

— diminuarea valorii diametrelor cu 0,023 ... 0,028 mm;
— îmbunătăţirea calităţii suprafeţelor prin diminuarea rugozităţii medii cu circa 50% din valoarea rugozităţii iniţiale;
— configuraţia geometrică nu este influenţată;
— controlul procesului electrochimic.

În **concluzie**, procedeul de finisare electrochimică se poate utiliza pentru prelucrarea finală a pieselor în vederea obţinerii efectelor acestui proces:

îmbunătăţirea calităţii suprafeţelor exterioare prin diminuarea rugozităţii, diminuarea înălţimii bavurilor, rotunjirea muchiilor şi curăţirea suprafeţelor oxidate din tratamentul termic, cu condiţia majorării cotelor cu adaosul corespunzător diminuării diametrului, astfel ca piesele să fie în final în domeniul de toleranţe admise.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Lagorko, P. K.*: Posobie masteri ţehe galivariceschih pokrîtiie, Moscova, 1969.
[2] *Enache, Ştefănuţă*: Calitatea suprafeţelor prelucrate, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1966.
[3] *Oprean, L.*: Îndreptar galvanotehnic, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1966.
[4] *Andonianţ, Gh.*: Protejarea materialelor metalice prin oxidare şi fosfatare, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1976.
[5] * * *: Khimiceskaia Tekhnologhia, 1969, nr. 12, pag. 74–78.
[6] * * *: Khimiceskaia Tekhnologhia, 1971, nr. 18, pag. 174–177.
[7] * * *: Metal Finishing — Guide Buck — 1976.
[8] * * *: Vop. Khim. Tekhnologhia, 1973, nr. 30, pag. 55–59.
[9] * * *: Metal Finishing, 1969, nr. 11, pag. 54–58.
[10] * * *: Metal Finishing, 1970, nr. 6, pag. 90–95.
[11] *Mondon, R.*: Polizarea electrolitică, în: „Galvano" nr. 429, 430, 431, 432.
[12] *Andoniachţ, Gh.*: Finisarea prin lustruire electrochimică şi cromare a cilindrilor canelaţi şi striaţi de la maşinile de filat, ICPTCM, 1975.

Summary

The electrochemical surface finishing technology for parts permits quality improvement through roughness diminishing as well as by reducing external burrs hight. This process is based on preferential anodic dissolution phenomenon of metals.

The accomplished experiments for the established technology have shown that the anodic dissolution process can be checked and reproduced in the given working conditions.

Résumé

La technologie du finissage électro-chimique des surfaces des pièces permet l'amélioràtion de la qualité par la diminution de la rugosité et de la houteur des ébarbures extérieures. Le procédé est basé sur le phénomène de la dissolution anodique préférentielle des métaux.

Les expériences effectuées pour la technologie établie ont montré que le processus de dissolution anodique est contrôlable et réproductible dans les conditions de travail susmentionnées.

Zusammenfassung

Die Technologie der elektrochemischen Werkstückoberflächenveredelung erlaubt Qualitäts verbesserung durch Rauheits verminderung und Verringerung von Aussengrathöhe. Dieses Verfahren beruht sich auf vorzugsweizen anodischen Metallauflösung.

Die durchgeführten Versuche für die festgelegte Technologie zeigten, dass die anodische Auflösung kontrolllierbar und unter gegebenen Arbeitsunständen auch wiederholbar sei.

Резюме

Технология электрохимических окончательных переработок поверхностей готового изделия позволяет улучшение качества, уменьшая шереховатость и уменьшая высоту внешних заусенцев. Этот способ базируется на явлений предпочитаемого анодного растворения металлов. Произведенные опыты для установленной технологий показали что процесс анодного растворения может быть контролирован и воспроизведен в данных условиях работы.

CZ : 621.9.048.4

Considerații asupra funcțiilor sistemului de lichid dielectric al mașinilor de prelucrare dimensională prin eroziune electrică

Ing. Dan Nanu – Institutul Politehnic „Traian Vuia" – Timișoara

Se știe că procesul de prelucrare dimensională a metalelor prin eroziune electrică este determinat de acțiunea erozivă a unor descărcări electrice localizate și discontinue, amorsate în mod repetat sub formă de impulsuri între obiectul de prelucrat și electrodul-sculă printr-un mediu dielectric fluid.

Energia electrică a descărcării prin impuls se transformă în energie termică și mecanică, transformare care presupune trei faze :

— formarea unui canal conductor între obiectul de prelucrat și electrodul sculă ;
— transmiterea propriu-zisă a energiei de la electrodul-sculă la obiectul de prelucrat prin canalul descărcării, ceea ce determină prelevarea de material de la suprafața obiectului de prelucrat, respectiv a electrodului-sculă ;
— îndepărtarea materialului prelevat din interstițiul de lucru.

Odată cu formarea canalului ionizat al descărcării intensitatea curentului crește atingînd valori care produc pe suprafața obiectului de prelucrat încălziri bruște ale unor porțiuni limitate de material, ca urmare a transformării energiei cinetice a sarcinilor electrice în mișcare și mai puțin în urma efectului Joule-Lenz prin metal. Fenomenele ce au loc în lichidul dielectric se prezintă în figura 1.

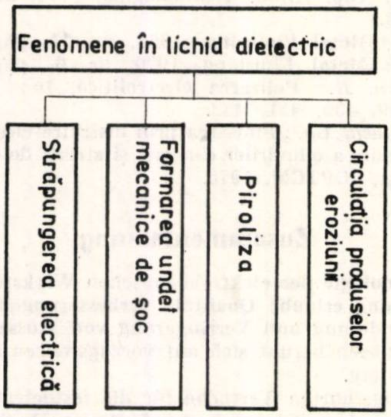


Fig. 1. — Fenomene în lichidul dielectric.

Rezultă deci, că energia electrică a impulsului determină în lichidul dielectric două categorii de procese : termice și mecanice.

Canalul descărcării se formează ca urmare a diferenței de potențial dintre obiectul de prelucrat și electrodul-sculă. El se caracterizează printr-o stare de plasmă, deci cu prezență de ioni, electroni liberi și particule neutre din punct de vedere electric. Datorită cîmpului electric aplicat, particulele încărcate electric se deplasează acumulînd energie cinetică. La impactul particulelor cu suprafețele obiectului de prelucrat, respectiv cu suprafața electrodului-sculă, energia cinetică acumulată se transformă în căldură determinînd vaporizarea sau topirea unui volum elementar din suprafață, obțînîndu-se astfel prelevarea.

Se constată deci că la suprafața obiectului de prelucrat, respectiv a electrodului-sculă, apar microsurse care cedează căldura lor în trei direcții : a particulelor prelevate din suprafață, a masei obiectului de prelucrat respectiv a electrodului-sculă și a lichidului dielectric.

Pe de altă parte, în coloana descărcării se produc permanent fenomene caracteristice plasmei și anume : excitări-dezexcitări, combinări-recombinări, ionizări-deionizări etc., fenomene ce consumă din energia cîmpului electric aplicat la capetele canalului descărcării și cedează energie, sub formă de căldură, lichidului dielectric.

Din cele descrise rezultă că lichidul dielectric acumulează o mare cantitate de căldură formată din :

— căldura determinată de prelevarea propriu-zisă ;
— căldura cedată de particulele prelevate prin răcirea acestora în lichidul dielectric ;
— căldura acumulată la lichidul dielectric prin răcirea obiectului de prelucrat, respectiv a electrodului sculă ;
— căldura transmisă lichidului dielectric de către canalul descărcării.

Această transmitere de căldură nu trebuie înțeleasă în sens unilateral, schimbarea de căldură avînd loc și invers de la lichidul dielectric spre obiectul de prelucrat, respectiv electrodul-sculă. Ca rezultat al acestui transfer de căldură lichidul dielectric se încălzește putînd atinge temperaturi ridicate. Într-o primă aproximație făcîndu-se abstracție de cantitățile de căldură acumulate de obiectul de prelucrat respectiv electrodul-sculă se poate considera că întreaga cantitate de căldură produsă prin transformarea energiei electrice a impulsului este preluată de lichidul dielectric :

$$Q_i = 240 \cdot U_i \cdot I_i \cdot t_i \cdot z_i, \qquad (1)$$

în care :

U_i — tensiunea impulsului în V ;
I_i — intensitatea curentului impulsului în A ;
t_i — durata impulsului în s ;
z_i — numărul de impulsuri

ceea ce va determina creșterea temperaturii lichidului dielectric pînă la 50...60°C și mai mult.

Cercetările experimentale efectuate asupra stabilirii temperaturii optime a lichidului dielectric [5] au stabilit că temperaturile la care prelevarea de material este maximă sînt cuprinse între 20...30°C. Ţinîndu-se seama de cele de mai sus şi de faptul că lichidele dielectrice uzuale au la bază hidrocarburi, deci lichide cu puncte de inflamabilitate scăzute (petrolul are punct de inflamabilitate $T_{inf} = 64°C$), se impune răcirea lichidului din cuvă. În acest scop pe circuitul de alimentare cu lichid dielectric se va introduce un schimbător de căldură pentru menţinerea constantă a temperaturii. Schimbătoarelor de căldură uzuale funcţionează cu apă ca lichid de răcire, circulaţia celor două fluide fiind realizată în contracurent. În acest caz suprafaţa de răcire a schimbătorului de căldură se poate calcula cu expresia :

$$Q = K \cdot A \cdot \Delta t, \quad (2)$$

în care :

A — suprafaţa de schimb, de căldură, în m^2;
Δt — diferenţa medie de temperatură dintre cele două fluide, în °C;
K — coeficient global de transfer de căldură între cele două fluide în $kcal/m^2 . grad$.

Circulaţia apei de răcire va fi comandată la un termostat care urmăreşte permanent temperatura lichidului dielectric. Pentru cazuri accidentale, cînd temperatura lichidului dielectric depăşeşte valoarea admisibilă, va acţiona un al doilea termostat care opreşte funcţionarea generatorului de impulsuri.

După cum s-a arătat, în faza a doua a descărcării electrice prin impuls de pe suprafaţa obiectului de prelucrat, respectiv a electrodului-sculă, se prelevează material ce se aglomerează în interstiţiu.

Experimental s-a stabilit că numărul particulelor metalice formate la o singură descărcare atinge cifre foarte mari (la o descărcare cu energia W = 0,2...0,8 J, numărul particulelor poate atinge cifra 10 000) [1]. Particulele expulzate din crater obţin în general forme sferice, putînd însă avea şi forme neregulate (în cazul ciocnirii lor înainte de solidificare cu alte particule, sau cu pereţii obiectului de prelucrat, respectiv electrodul-sculă). La acestea din urmă se poate considera însă un diametru echivalent. Repartizarea după diametre a particulelor expulzate la un impuls se poate exprima sub formă matematică conform legii lui Weibull după care [1] densitatea distribuţiei particulelor este :

$$\varphi(d) = \lambda e^{-\lambda d} \quad (3)$$

unde λ este o constantă dependentă de diametrul particulelor ce se poate determina.

Volumul particulelor expulzate din crater se distribuie în jurul acestuia după o lege logaritmică ce se poate exprima matematic. Experimental s-a determinat această distribuţie a cărei curbă de egalizare se prezintă în figura 2.

Pentru cazul prezentat s-a constatat că distanţa de expulzare a particulelor din crater este cuprinsă între 13,5 şi 35 mm. Evident, la fiecare descărcare următoare se creează noi particule ce se suprapun peste primele rezultînd o situaţie deosebit de complexă.

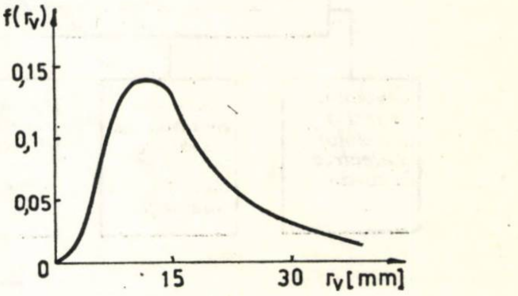


Fig. 2 — Curba de egalizare a distribuţiei logaritmice a particulelor pentru o descărcare cu energie W = 4,32 J

Pe de altă parte, datorită temperaturii ridicate existente în canalul descărcării, se produce piroliza lichidului dielectric care se află în contact cu pereţii canalului, deci o degajare masivă de gaze, produse solide şi lichide (parafine, gudroane, oxid de carbon etc.).

În final, deci, ca urmare a impulsurilor electrice în interstiţiu, se aglomerează produse ale eroziunii şi ale pirolizei sub formă de particule solide, lichide şi gazoase.

În mod natural, datorită procesului, parte din particule vor fi expulzate din interstiţiu prin undele de şoc ale pirolizei care determină curgeri ale lichidului spre exteriorul interstiţiului, curgeri care antrenează şi particulele. Pe de altă parte, temperaturile înalte create în zonele de contact dintre canalul descărcării şi suprafaţa obiectului de prelucrat respectiv a electrodului-sculă, pot provoca trecerea directă a unor porţiuni de suprafaţă în stare de vapori. Apariţia vaporilor de metal provoacă unde de şoc cu efecte similare celor descrise mai sus.

Cu toate acestea evacuarea naturală a produselor eroziunii este insuficientă, condiţiile de evacuare pe diferite porţiuni de suprafaţă fiind diferite. Altfel se produc aglomerări de particule care provoacă scăderea randamentului prelucrării datorită posibilităţii apariţiei de descărcări fictive, scurtcircuite etc. Pentru evitarea acestor neajunsuri este necesară şi o evacuare artificială a produselor eroziunii din interstiţiu. Posibilităţile uzuale de evacuare artificilă a produselor eroziunii se prezintă în figura 3.

Una din condiţiile pentru prelucrarea dimensională a metalelor prin eroziune electrică este restabilirea continuă a stării iniţiale în intervalul eroziv. Această condiţie presupune pe de o parte menţinerea constantă a interstiţiului de lucru (condiţie realizată de sistemul de reglare automată al maşinii), iar pe de altă parte presupune introducerea unui lichid dielectric fără

impurități în interstițiu. Impuritățile sub formă de particule solide sînt prelucrate de lichidul dielectric, impurificîndu-l. Curățirea lichidului dielectric introdus în cuvă (absolut necesară) este realizată folosind un sistem de filtrare care va reține particulele solide. La stabilirea sistemului de filtrare trebuie să se țină seama de mărimea particulelor de carbon, care sînt mult mai mici decît particulele erodate.

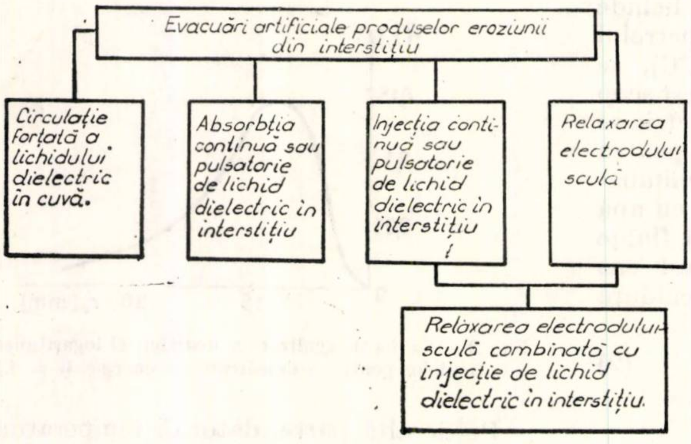


Fig. 3 — Posibilități de evacuare artificială a produselor eroziunii din interstițiu.

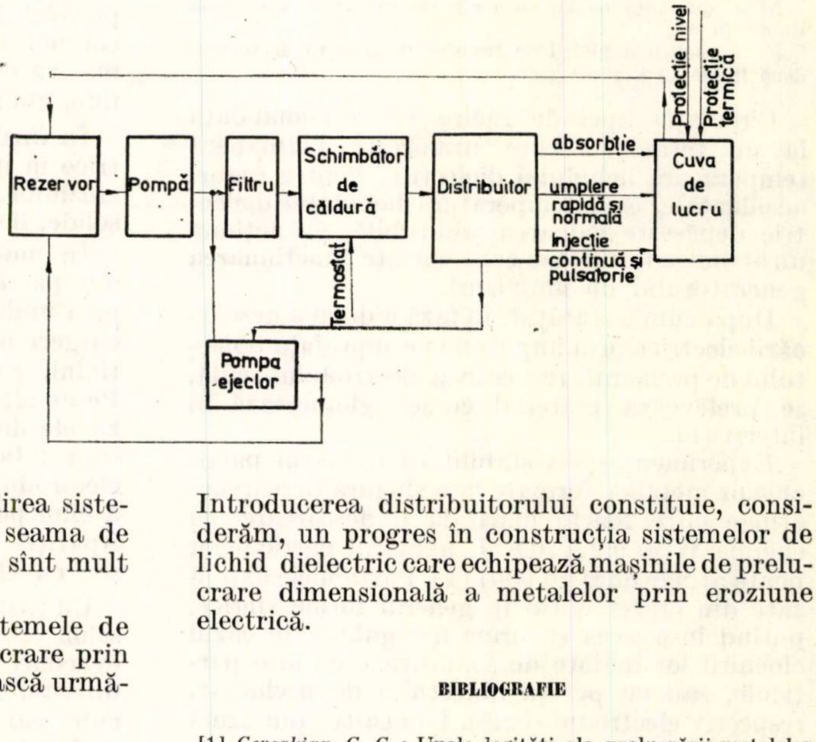


Fig. 4 — Schema sistemului de lichid dielectric realizat.

Din cele prezentate rezultă că sistemele de lichid dielectric al mașinilor de prelucrare prin eroziune electrică trebuie să îndeplinească următoarele funcții :

— recircularea continuă a lichidului dielectric din cuvă cu menținerea constantă a nivelului ;
— menținerea constantă a temperaturii lichidului dielectric ce se introduce în cuvă ;
— filtrarea lichidului dielectric pentru introducere în cuvă ;
— evacuarea artificială, forțată a produselor eroziunii din interstițiu ;
— protecția și controlul operației.

S-a realizat un sistem de lichid dielectric pentru mașini de prelucrare prin eroziune electrică a cărui schemă se prezintă în figura 4 [4].

Sistemul de lichid dielectric realizat este o construcție compactă, amplasată pe un cărucior cu patru roți și este introdusă în masa suport a mașinii de eroziune electrică. Pentru realizarea circulației lichidului dielectric este utilizată o singură pompă care refulează pe două circuite. Alegerea funcțiilor sistemului se realizează de la un distribuitor central.

Introducerea distribuitorului constituie, considerăm, un progres în construcția sistemelor de lichid dielectric care echipează mașinile de prelucrare dimensională a metalelor prin eroziune electrică.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Gevorkian, G. G.* : Unele legități ale prelucrării metalelor prin eroziune electrică. Metode de prelucrare electroerozive și electrochimice (URSS), nr. 2 (14), 1970.

[2] *Mehlhorn, H.* : Mathematisch-physikalische Betrachtungen zur Mikrorissbildung bei der elektroerosiven Metallbearbeitung, Fertigungstechnik und Betrieb nr. 3, 1973.

[3] *Nanu, A.* : Tehnologia materialelor, EDP, Buc., 1972.

[4] *Nanu, D.* : Optimizarea sistemelor de circulație a lichidului dielectric la prelucrarea prin eroziune electrică. Comunicare la Sesiunea științifică a Institutului politehnic „Traian Vuia'' Timișoara, 16—18 iunie, 1974.

[5] *Obaciu, Gh.* : Contribuții la studiul distribuției energiei impulsului la prelucrarea electroerozivă. CNTN—71, Timișoara.

[6] * * * : Manualul inginerului mecanic. Vol. III, Tehnologia construcțiilor de mașini, Edit. tehn., Buc., 1973.

Summary

The electric energy of the impulse between the part to be processed and the toolelectrode is determining a material taking off on the electrode surface as well as changes in the dielectric liquid. The phenomena in dielectric liquid are of thermical and mechanical nature and contribute to the change of its original state. Starting from the elementary physical process, the paper establishes the necessary functions for the circulation system of the dielectric liquid for coming back to the original state and for improvement of technological parameters and tooling. On basis of elementary physical processes the necessary units of this kind of system are being established as well. Finally a new circulation system of the dielectric liquid is briefly presented.

Zusammenfassung

Die elektrische Energie des zwischen den zu bearbeitenden Werkstück und der Werkzeugelektrode angelegten Impulses bedingt die Werkstoffentnahme von der Elektrodenfläche, sowie Veränderungen des Dielektrikums. Die im Dielektrikum aufgetretenen Erscheinungen sind thermischer und mechanischer Natur und sie tragen zur Veränderung dessen Eingangszustandes bei. Ausgehend von den einfachsten physischen Erscheinungen legt die Arbeit die Funktionen fest, die zur Rückkehr des Dielektrikum-Kreislaufsystems zum Anfangszustand und zur Verbesserung der technologischen Kenngrössen notwendig sind. Zugleich werden auf Grund der einfachsten physischen Erscheinungen die für ein solches system notwendigen Baugruppen bestimmt. Schliesslich wird ein neues Dielektrikum-Kreislaufsystem kurz dargestellt.

Résumé

L'énergie électrique de l'impulsion appliquée entre l'objet usiné et l'électrode-outil provoque le prélévement du matériau de la surface des électrodes et des modifications dans le liquide diélectrique.

Les phénomènes du liquide dièlectrique sont de nature thermique et mécanique et ils contribuent au changement de l'état initial de celui-ci. A partir des processus physiques élémentaires l'étude établit les fonctions nécessaires pour le systéme de circulation du liquide diélectrique afin de revenir à l'état initial et pour améliorer les paramètres technologiques de l'usinage.

Conformément aux processus physiques élémentaires on établit les sous-ensembles nécessaires pour un tel système.

Finalement on présente succintement un nouveau système de circulation du liquide diélectrique.

Резюме

Электрическая энергия импульса между обрабатываемым предметам и электродом — инструментом производит изьятие материала с поверхности электродов и изменения в диэлектрической жидкости. Явления в диэлектрической жидкости имеют термическую и механическую природу и способствуют изменению ея первоначального состояния.

Исходя от элементарных физических процессов, труд устанавливает функции необходимые циркуляционной системе диэлектрической жидкости для возвращения к первоначальному состоянию и для улучшения технологических параметров переработки. Также на основании элементарных физических процессов устанавливаются необходимые узлы для такой системы.

В конечном счете представляется вкратце новая циркуляционная система диэлектрической жидкости.

CZ: 621.9.048.4

Tehnologii de fabricare a electrozilor pentru electroeroziune

Ing. Liana **König-Georgescu**, ing. Nicolae **Dimitriu** – I.C.P.T.C.M. – București

O problemă care nu a fost încă pe deplin rezolvată la prelucrarea prin electroeroziune este aceea a materialelor de electrozi și a tehnologiilor de fabricare a acestora, întrucît cheltuielile ce apar aici au încă o pondere foarte mare în prețul operației, depășind de multe ori un procent de 40%. Acest lucru are mai multe cauze și anume :

— materialele utilizate pentru fabricarea electrozilor au un preț de cost ridicat;

— datorită uzurii, electrozii după prelucrare nu mai pot fi (de regulă) refolosiți, astfel că cea mai mare cantitate de material (peste 90%) devine deșeu;

— costul execuției electrodului crește cu cît complexitatea sa este mai mare și numărul de electrozi necesari unei operații este mai mare.

Cercetările efectuate au avut ca rezultat elaborarea unor tehnologii de execuție, respectiv **depunerea electrochimică și metalizarea,** care aduc o scădere substanțială a prețului de fabricație a electrozilor prin micșorarea consumului de material și a manoperei calificate. Astfel de tehnologii sînt utilizate în prezent în străinătate, iar la Intreprinderea „TRACTORUL" — Brașov se aplică de mai mult timp o metodă de obținere a electrozilor prin electrodepunere, experiența acumulată precum și datele din literatura de specialitate constituind punctul de plecare al cercetărilor efectuate de ICPTCM-București.

Ținînd seama de cîteva variante posibile, s-au efectuat studii în vederea stabilirii unui proces tehnologic, forma finală fiind prezentată mai jos (fig. 1).

Alegerea variantei tehnologice de execuție a electrozilor se face în funcție de domeniul de aplicare, precum și de condițiile existente în fiecare întreprindere. Astfel, depunerea electrochimică implică existența unei instalații de galvanizare pentru realizarea depunerii de cupru pe un mulaj reprezentînd negativul electrodului. Se obține astfel o coajă groasă de cîțiva milimetri (1 — 5 mm), care constituie partea activă a electrodului.

În ceea ce privește realizarea electrozilor prin metalizare, menționăm că este modul cel mai rapid de realizare a unui electrod complex, cu condiția existenței unei instalații adecvate și făcînd unele concesii în privința calității suprafeței rezultate și a uzurii sculei. Practic, se

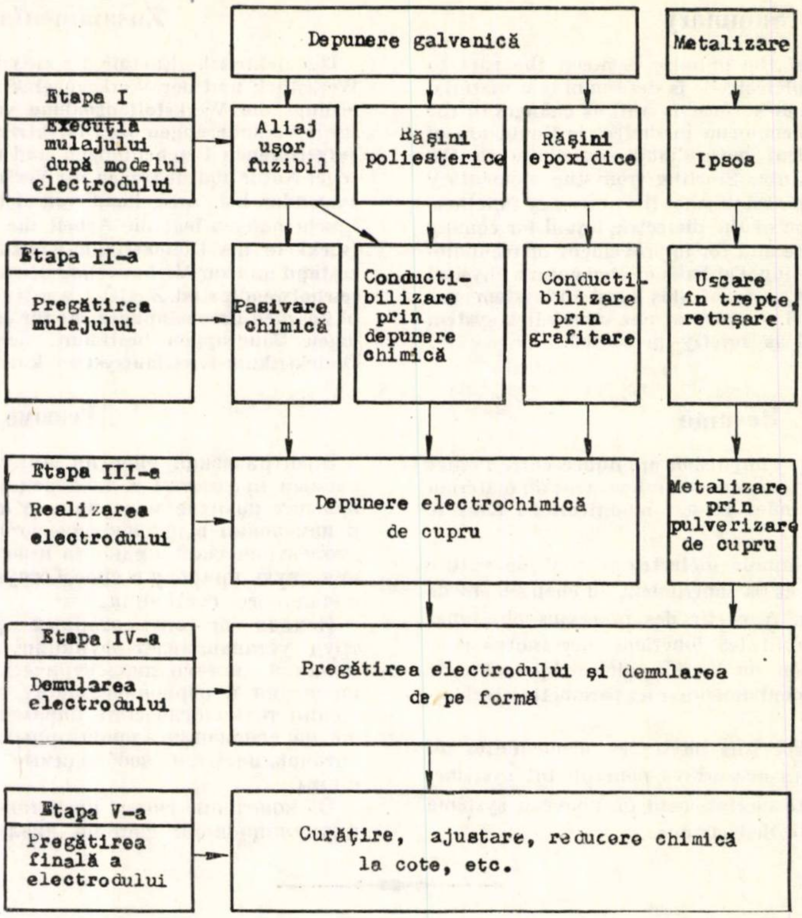


Fig. 1 — Variante tehnologice de execuţie a electrozilor.

umple prin pulverizare cu metal topit (cupru) un mulaj din ipsos al electrodului.

Deci, în ambele cazuri, este necesar un model de electrod, după care se realizează mulajele (formele).

Din schema prezentată (fig. 1) se remarcă rolul determinant al materialului din care se confecţionează mulajele asupra desfăşurării ulterioare a fluxului tehnologic. În tabelul 1 sînt prezentate categoriile de materiale folosite, specificîndu-se modul de comportare şi posibilitățile de utilizare.

Prima etapă din fluxul tehnologic (realizarea mulajelor) are un rol determinant asupra calităţii electrozilor obţinuţi, deoarece defectele de turnare şi orice defect de suprafaţă sînt reproduse cu fidelitate. În vederea realizării mulajului pentru electrodepunerea cuprului se execută un model la dimensiunile electrodului, peste care se aplică un strat de demulant, apoi se toarnă materialul pentru mulaj.

Aliajul uşor fuzibil este o combinaţie de staniu-bismut (57 . . . 43 %), folosit curent în turnarea de precizie. Compoziţia acestuia asigură reproducerea fidelă a profilului electrodului (temperatura de topire 120 . . . 140°C). Asemănător se fac mulajele din răşini (poliesterică

Tabelul 1

Materiale utilizate în realizarea mulajelor

Nr. crt.	Materialul	Avantaje	Observaţii
1	Aliaj uşor fuzibil (Sn—Bi)	— punct de fuziune scăzut — asigură o suprafaţă netedă şi compactă — contracţie foarte mică reproduce fidel profilul	— mulajele nu pot fi refolosite — se recuperează materialul
2	Răşini poliesterice	— reproduc fidel suprafaţa piesei — au preţ de cost scăzut	— s-au utilizat răşini „POLICOLOR”
3	Răşini epoxidice	— are contracţie foarte mică	— răşini import — preţ de cost ridicat
4	Ipsos	— se confecţionează uşor mulajele — asigură precizii dimensionale şi de formă	— utilizate doar pentru metalizări prin pulverizare

6661 Ez și epoxidică tip Lekutherm E), o atenție deosebită fiind acordată pentru evitarea fisurilor (la întărirea, respectiv polimerizarea rășinii). Mulajele din ipsos folosite pentru realizarea electrozilor prin metalizare, după întărire, se usucă în trepte (la 60°C timp de 24 ore, apoi la 140 ... 180°C tot 24 ore).

A doua etapă din fluxul tehnologic, are ca scop pregătirea mulajelor în vederea depunerii galvanice și asigurării demulării în final a electrodului de pe formă. Formele din aliaj fuzibil se pasivizează (soluții de acid sulfuric 1 ... 5 %), iar cele din materiale nemetalice se conductibilizează prin grafitare cu grafit coloidal sau prin argintare chimică (soluții de bază de azotat de argint și sulfat de hidrozină). Formele din ipsos nu necesită un tratament prealabil metalizării.

Cea mai importantă operație tehnologică este aceea de execuție a electrodului prin electrodepunere sau metalizare. Se urmărește realizarea unor straturi de cupru cu structură compactă, puritate și duritate ridicată. Depunerea galvanică a cuprului se poate face utilizînd două tipuri de electroliți, acizi și cianurici.

În cazul electroliților acizi s-a urmărit influența unor parametri (concentrația componenților de bază și a adaosurilor organice, temperatura operatorie, agitarea electrolitului) asupra structurii, uniformității și durității depunerii finale de cupru. S-a studiat variația uniformității și a tensiunilor interne, a depunerii de cupru, în condițiile variației concentrației în cupru între 20 ... 80 g/l și în acid sulfuric între 100 ... 200 g/l, date sistematizate în figurile 2 — 4. Rezultatele cele mai bune se obțin din electroliții cu un conținut în cupru de 20 g/l și acid sulfuric 180 ... 200 g/l cu adaosuri organice, în condițiile inversării polarității ($T_K/T_A = 30/10$ sec.) și ale recirculării electrolitului în spațiul catodic. Duritatea depunerilor este de 105 ... 115 μHV, iar tensiunile interne de 15 N/mm^2.

În cazul depunerilor din electroliți cianurici s-a urmărit de asemenea influența concentrației componenților de bază, respectiv cupru și cianură de sodiu (totală și liberă) și a parametrilor operatorii (temperatura de lucru, inversarea curentului și agitarea electrolitului) asupra structurii depunerii finale. Dată fiind dispersia mai bună a electroliților cianurici decît cea a celor acizi, grosimea depunerii a fost mai uniformă. Rezultate corespunzătoare se obțin lucrînd cu electroliți obișnuiți, anume cianură de cupru 50 ... 60 g/l, cianură de sodiu liberă 12 g/l, sulfocianură de potasiu și fosfat disodic 10 ... 15 g/l, la 50 ... 55°C în condițiile inversării curentului ($T_A/T_K = 40 / 4$ sec.) și ale agitării electrolitului, depunerea finală fiind microcristalină, cu tensiuni interne scăzute (sub 10 N/mm^2) și duritate de 120 ... 130 μHV.

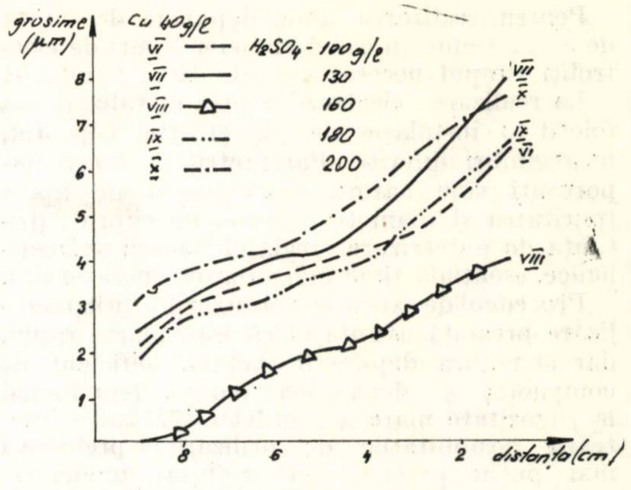


Fig. 2 — Variația grosimii depunerii de cupru cu distanța.

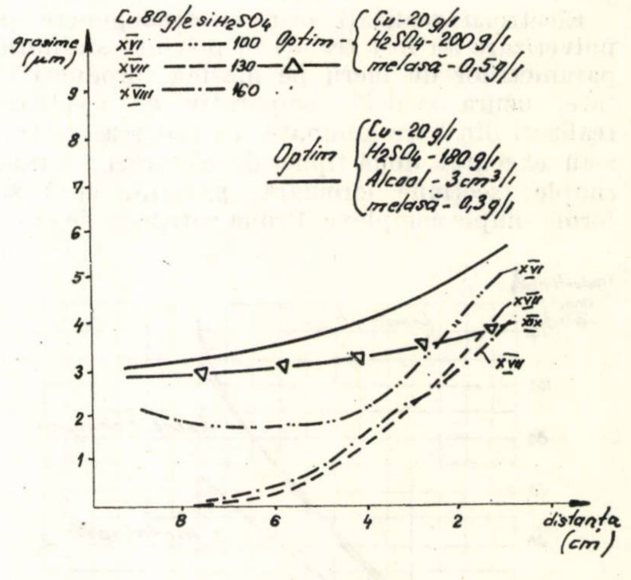


Fig. 3 — Variația grosimii depunerii de cupru cu distanța.

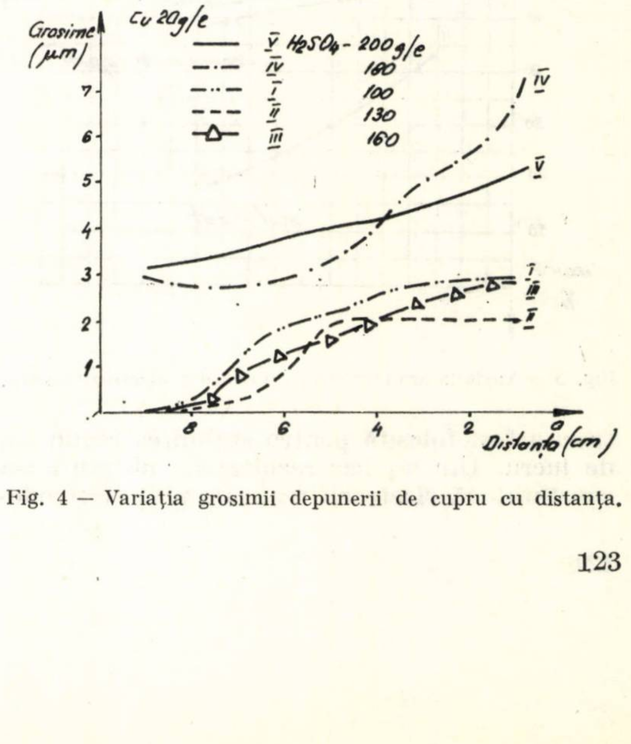


Fig. 4 — Variația grosimii depunerii de cupru cu distanța.

Pentru realizarea unor depuneri de cupru de 3 . . . 5 mm, în cazul ambelor tipuri de electroliţi timpul necesar este de 10 . . . 14 zile. La realizarea electrozilor prin metalizare s-a folosit o instalaţie de pulverizate Top Jet, în regimuri diferite. Parametrii de lucru importanţi sînt natura materialului de aport (puritatea şi diametrul sîrmei de cupru), distanţa de pulverizare, reglajul flăcării oxiacetilenice, esenţială fiind îndemînarea operatorului. Procedeul de execuţie a electrozilor prin metalizare prezintă avantajul că este foarte rapid, dar structura depunerii (nefiind suficient de compactă) şi densitatea redusă (conducînd la rugozitate mare a profilelor realizate) limitează posibilităţile de utilizare la prelucrări mai puţin precise — în regimuri moderate. Etapele următoare din fluxul tehnologic au drept scop demularea electrodului de pe formă şi finisarea lui în vederea lucrului la maşina de electroeroziune.

Electrozii realizaţi prin electrodepunere şi pulverizare au fost testaţi în privinţa stabilirii parametrilor de lucru pe maşină (productivitate, uzura sculei) comparativ cu electrozi realizaţi din bare laminate. In vederea testării s-au executat două tipuri de electrozi : forme simple (secţiune circulară, pătrată, etc.) şi forme simple complexe. Prima categorie de elec-

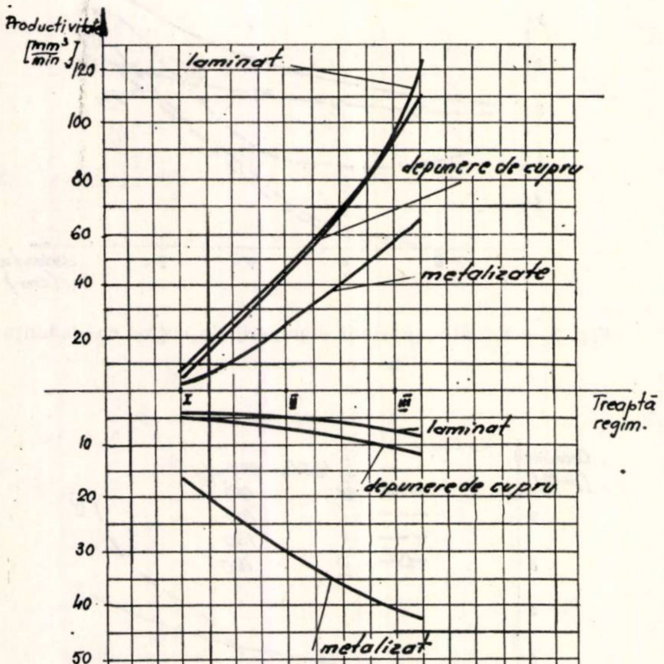


Fig. 5 — Variaţia productivităţii şi uzurii la electrozii testaţi.

trozi a fost folosită pentru stabilirea regimului de lucru. Din analiza rezultatelor obţinute s-a constatat că electrozii realizaţi prin electrodepunere au atins aceleaşi performanţe cu cei realizaţi din laminate, pe cînd cei realizaţi prin metalizare au atins în aceleaşi regimuri— productivităţi comparabile, dar uzuri de 5. . . 10 ori mai mari. Rezultatele sînt sistematizate în figura 5 (testele s-au făcut la regimuri de uzură minimă). Rezultatele se explică prin faptul că structura depunerii la electrozii realizaţi prin galvanizare este compactă, uniformă, asemănătoare cu cea a laminatelor, spre deosebire

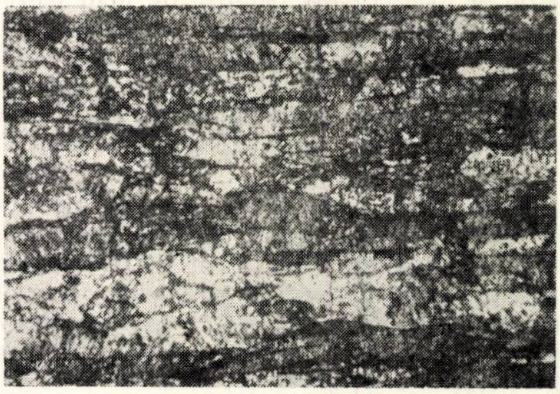


Fig. 6 — Structura electrodepunerii de cupru.

de structura — realizată prin metalizare — cu granule mai mari, care se desprind în timpul procesului determinînd uzura mai mare. Structura depunerii de cupru obţinută prin electrodepunere este prezentată în figura 6.

Electrozii cu profil complex (pentru biele, capace de biele, capace pentru pompe, pinioane conice, etc) au servit pentru stabilirea complexităţii realizabile. S-a observat că muchiile şi vîrfurile ascuţite sînt suprasolicitate datorită efectului termic, uzîndu-se mai rapid, de aceea se va asigura o grosime minimă pentru prelungirea durabilităţii sculei. Pentru regimuri relativ intense este necesară o grosime minimă de 1 mm, iar pentru finisări —0,5 mm. Electrozi de formă complexă realizaţi prin metalizare prezintă, chiar în regimuri moderate, uzuri neuniforme şi suficient de mari — 30 . . . 50 %.

În concluzie, **electrozii fabricaţi prin electrodepunere pot înlocui cu succes electrozii din laminate, realizînd performanţe identitice atît la regimuri de degroşare cît şi de finisare, iar electrozii fabricaţi prin metalizare pot fi utilizaţi la prelucrări mai puţin precise, în regimuri de degroşare.**

S-au făcut estimări privind preţul de cost, luîndu-se în considerare trei grade de complexitate : grad I — complexitate mică (ex. profil patent), grad II — complexitate medie (ex. bielă, capac de bielă), grad III — complexitate mare (ex. corp şi capac de pompă). Diagramele din figura 7 prezintă variaţia preţului

de cost al electrozilor în funcție de gradele de complexitate și tipul mulajului. Se observă prețul mai ridicat al electrozilor realizați folosind forme din rășini epoxidice (fiind de import și necesitînd o manoperă mai mare). Analizînd prețul de cost în funcție de gradul de complexitate, acesta crește prin mărirea complexității. Comparativ cu costul prelucrărilor mecanice pentru fabricarea electrozilor, fabricarea prin electrodepunere este mai ieftină de cîteva ori, mai ales dacă se fac depuneri pe mai multe forme, simultan. Execuția electrozilor prin metalizare cu tot dezavantajul uzurii mari este ieftină și rapidă, fiind utilă în cazurile urgente, celelalte procedee necesitînd timp îndelungat.

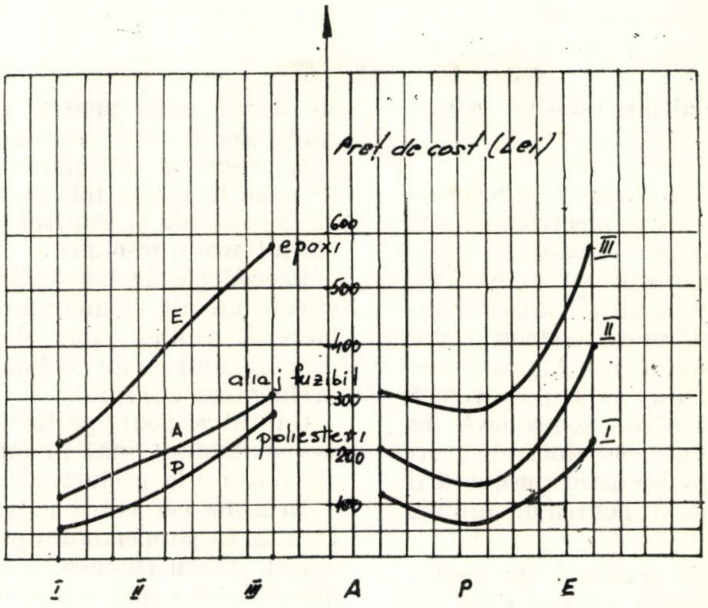
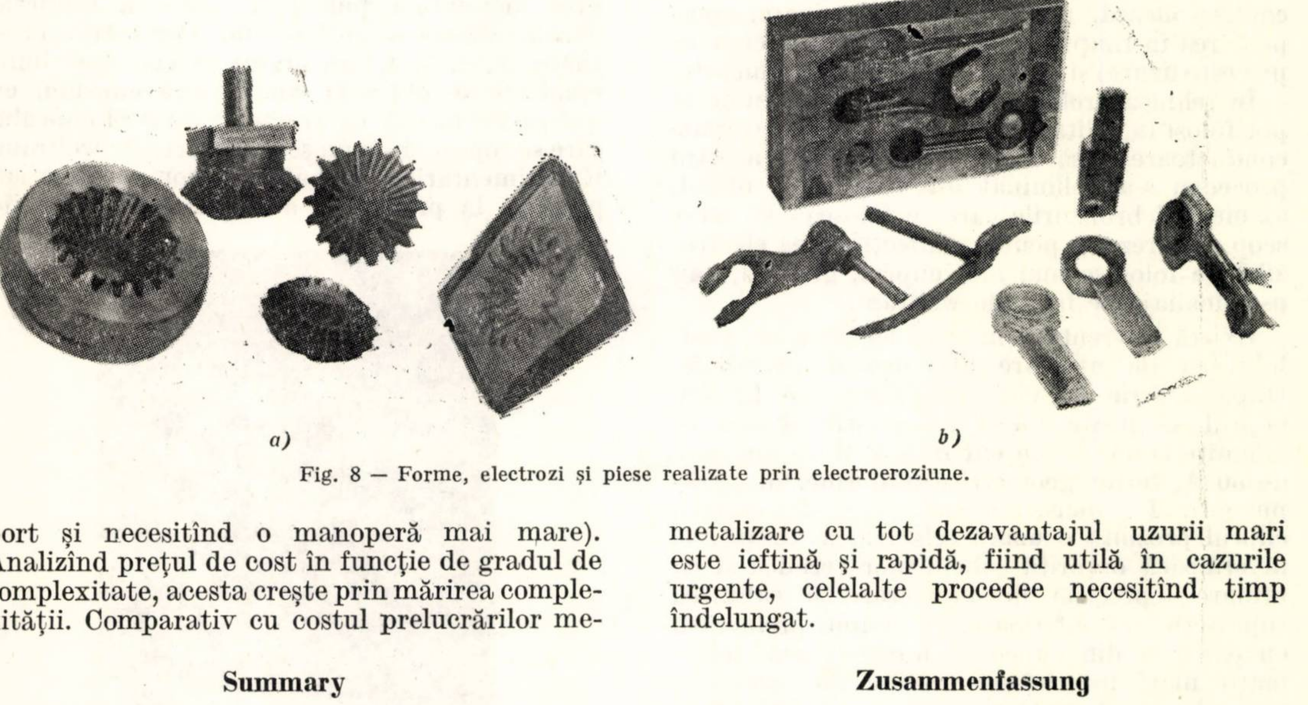


Fig. 7 — Variația prețului de cost al electrodului funcție de gradele de complexitate (I, II, III) și materialul mulajului (A,P,E).



a) b)

Fig. 8 — Forme, electrozi și piese realizate prin electroeroziune.

Summary

This paper presents a manufacturing technology of electrodes, through electroplate settling, with more variants including actual execution indications.

There are exposed as well a series of reasons referring to the economical efficiency of the process.

Résumé

L'étude présente, en plusieurs variantes, une technologie de fabrication des électrodes par dépôt galvanique, comprenant les indications concrètes en vue de sa réalisation.

On expose aussi quelques considèrations concernant l'efficience économique du procédé.

Zusammenfassung

Es werden mehrere Typen einer Elektrodenfertigungstechnologie durch galvanische Abscheidung, sowie genaue Ausführungsangaben dargestellt. Weiter werden Betrachtungen über die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens erörtert.

Резюме

Авторы предстваляют технологию изготовления электродов при посредстве гальванического осаждения. В нескольких вариантах статья содержая конкретные данные выполнения.

Представлен также ряд мотивировок что касается экономической эффективности указанного способа.

CZ : 621.9.048.4.004

Consideraţii cu privire la calitatea tehnico-economică a electrozilor folosiţi la prelucrarea prin electroeroziune

Conf. dr. ing. Sever **Şontea** – Universitatea Craiova
Ing. Gheorghe **Drăgan**, ing. Nicolae **Dimitriu** – I.C.P.T.C.M. Bucureşti

1. Caracterizarea materialelor folosite pentru electrozi

Electrozii reprezintă un element de bază în procesele de prelucrare prin electroeroziune. Unul din indicatorii tehnico-economici ai acestui procedeu de prelucrare este uzura relativă, care reprezintă raportul procentual dintre cantitatea de material evadată în masa electrodului şi cantitatea de material prelucrată. Alt indicator tehnico-economic de bază este cel care se referă la productivitatea prelucrării, exprimată în mm^3/min. Însumînd efectul celor doi indicatori se poate exprima în final costul prelucrării în lei/gram material prelucrat, pentru un anumit electrod.

Influenţa electrodului în procesul de prelucrare prin electroeroziune este determinată de următorii factori : natura aliajului din care se confecţionează, posibilitatea de uzinare, comportarea în timpul lucrului (mai ales în ceea ce priveşte uzura) şi calitatea suprafeţei prelucrate.

În tehnica prelucrării prin electroeroziune se pot folosi în calitate de electrod orice materiale conductoare, însă în evoluţia aplicării acestui procedeu s-au eliminat din competiţie oţelul, alamele şi bronzurile care se foloseau în acest scop. În prezent, pentru confecţionarea electrozilor se folosesc mai ales cuprul, grafitul, sau pseudoaliaje pe bază de wolfram.

Există diferenţieri nete în legătură cu posibilitatea de utilizare ale acestor materiale. După o serie de date experimentale [2, 3], cuprul se poate folosi competitiv numai în anumite condiţii : curent de solicitare mai mic de 50 A, forme geometrice uniforme, fără străpungeri. La densităţi mai mari de curent, cuprul prezintă o uzură relativă, avansată, se deformează datorită solicitărilor termice şi ca urmare — precizia de prelucrare şi calitatea suprafeţii sînt inferioare. În timpul prelucrării cu electrod din cupru se înregistrează deformaţii mari în vîrfurile active ale acestuia, mai ales cînd secţiunea este mică sau configuraţia geometrică este complicată. Pe de altă parte, prelucrarea mecanică a cuprului în forme geometrice complicate se face greu, iar rectificarea nu este posibilă.

Datorită greutăţilor arătate, în general electrozii din cupru trebuie să fie de 2–3 ori mai mari în lungime decît adîncimea găurii prelucrate. La lucrări complexe cu străpungeri în secţiuni degajate, cum ar fi matriţe pentru extrudare şi matriţe de forjat, se folosesc trei electrozi : unul pentru eboşare, unul pentru conturare şi unul pentru finisare.

În vederea eliminării unora din greutăţile pe care le ridică folosirea cuprului se folosesc aliaje ale sale şi grafitul, dar mai ales pseudoaliajul wolfram-cupru.

Procedeele de fabricaţie ale electrozilor constituie un alt element de bază în costul prelucrării, ţinînd cont de volumul manoperei (uneori destul de voluminoasă) mai ales la prelucrarea cuprului.

Cuprul se poate prelucra eficient prin tragere sau extrudare însă în forme simple, care sînt rar folosite la prelucrările prin electroeroziune.

În urma cercetărilor experimentale efectuate [1, 2, 3, 4], s-au elaborat pseudoaliajele wolfram-cupru. De asemenea, s-au realizat materiale bimetal oţel-cupru pentru economisirea cuprului.

Aliajele wolfram-cupru se pot elabora numai prin metalurgia pulberilor datorită refractarităţii ridicate a wolframului. Cercetările efectuate [1, 2, 3, 4,] au arătat că cele mai bune rezultate se obţin la combinarea cuprului cu wolframul în vid, ca urmare a difuziei cuprului care se topeşte într-un schelet poros de wolfram. Experimentările au confirmat comportarea superioară la prelucrare a materialelor obţinute

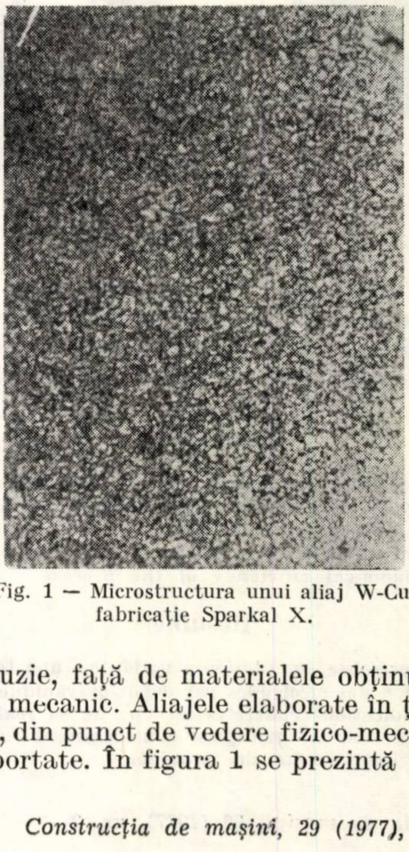


Fig. 1 — Microstructura unui aliaj W-Cu, fabricaţie Sparkal X.

prin difuzie, faţă de materialele obţinute prin amestec mecanic. Aliajele elaborate în ţară sînt similare, din punct de vedere fizico-mecanic, cu cele importate. În figura 1 se prezintă un aliaj

Sparkal — X de provenienţa franceză, iar în figura 2 un aliaj indigen.

După cum se observă, ambele materiale se caracterizează printr-o strucutră fină a pulberii de wolfram (5—10 microni). Difuzia cuprului

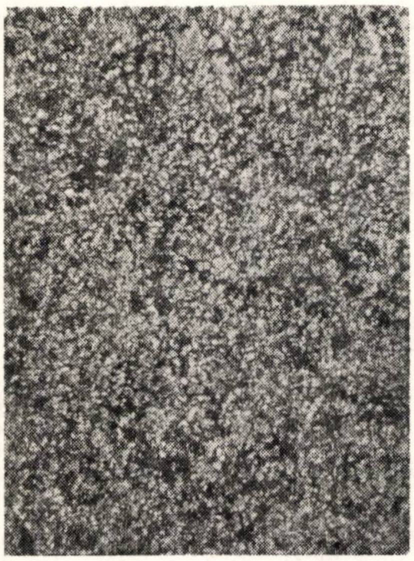


Fig. 2 — Microstructura aliajului W-Cu indigen.

este răspîndită în tot cîmpul, iar granulaţia wolframului este omogenă. Compoziţia chimică a acestor aliaje este circa 75 % wolfram şi 25 % cupru, duritatea minimă 180 daN/mm^2, rezistivitatea 0,023 Ωmm^{2}m.

Aliajele de acest fel se pot prelucra mecanic, ceea ce face să se poată realiza uşor electrozi cu profile geometrice complicate. Prelucrabilitatea este mult superioară faţă de cupru,

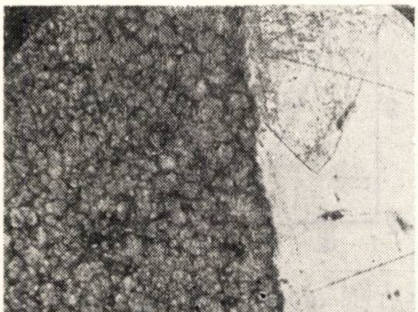


Fig. 3 — Microstructura unui ansamblu oţel-cupru.

şpanul caracterizîndu-se printr-o aşchie de sfărîmare. Se rectifică excelent şi se lipesc tare cu alamă. Prezintă o uşoară fragilitate, mai ales la solicitări bruşte şi încovoieri, în secţiuni mici.

Ţinînd seama de faptul că în momentul de faţă cuprul este scump, mulţi cercetători au căutat să găsească înlocuitor, sau să micşoreze consumul prin realizarea unor electrozi la care numai partea activă să fie din cupru. Procedeele de fabricaţie ale unor astfel de electrozi constituie brevete, însă în general acestea folosesc sudura, metalizarea, placarea prin explozie, difuzia în vid, etc.

În cadrul cercetărilor proprii [4] s-au utilizat sudura, metalizarea şi difuzia în vid. S-au realizat profile rotunde cu diametrul de 20 mm şi plăci cu grosimea de 15 mm. Stratul de cupru depus a fost de cel puţin 5 mm. Din microstructura unui asemenea ansamblu (fig. 3) se observă

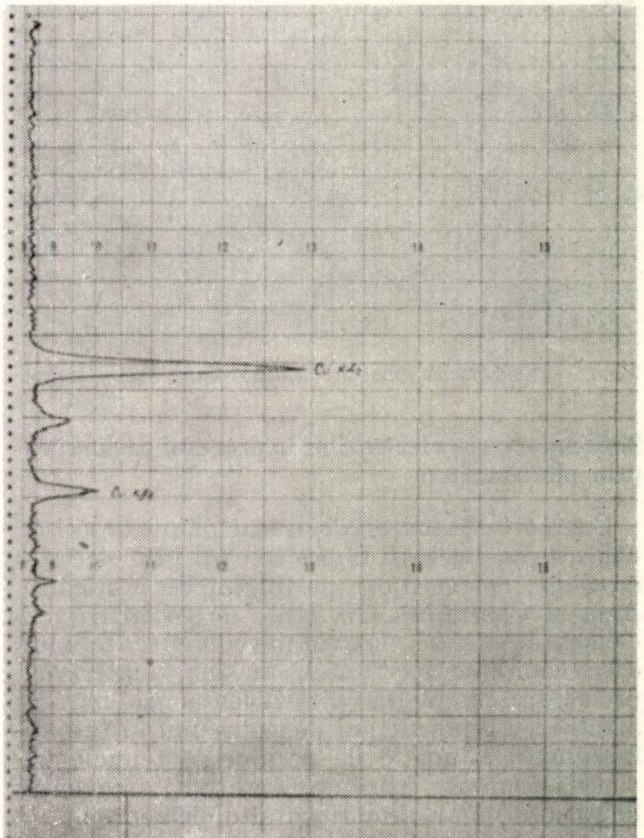


Fig.4 — Oscilograma metalului depus din cupru.

o aderenţă perfectă, poliedrii orientaţi (mari) ai cuprului şi structura ferito-perlitică a oţelului.

S-a cercetat modul de difuzie a cuprului în zona de legătură a îmbinării, folosind spectrografia prin fluorescenţă. În figura 4 se prezintă oscilograma înregistrată în metalul depus (cupru) iar în figura 5 — zona de legătură.

După cum se observă, în zona de legătură apare evident spectrul fierului alături de cel al cuprului.

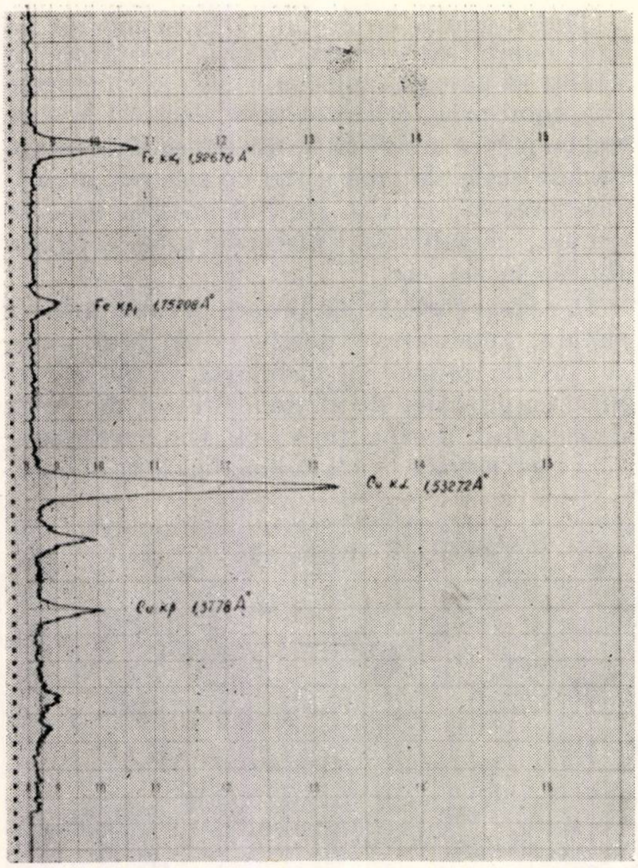


Fig. 5 — Oscilograma zonei de legătură dintre oţel şi cupru.

2. Comportarea electrozilor în procesul prelucrării prin electroeziune

Comportarea materialelor mai înainte descrise, utilizate ca electrozi la prelucrarea prin electroeroziune, s-a verificat pe maşini de fabricaţie Agie şi Charmilles. În fişele de încercări, ca elemente generale, s-a avut în vedere : materialul care compune electrodul, maşina, materialul prelucrat, circulaţia dielectricului şi natura acestuia şi temperatura dielectricului în timpul lucrului. În funcţie de parametrii tehnologici variaţi (curent, tensiune, durata şi frecvenţa impulsului) s-au urmărit şi alte elemente :

— erodarea electrodului pe înălţime ;
— erodarea electrodului pe diametru ;
— spaţiul de scînteiere ;
— pierderea de greutate a electrodului după procesul de prelucrare ;
— greutatea materialului îndepărtat prin procesul de prelucrare ;
— uzura volumetrică — raportul dintre volumul materialului pierdut de electrod şi volumul materialului îndepărtat prin procesul de prelucrare, înmulţit cu 100 ;
— productivitatea prelucrării-raportul dintre volumul materialului îndepărtat prin prelucrare şi timpul prelucrării, în minute ;
— densitatea de curent ;
— rugozitatea materialului prelucrat şi rugozitatea electrodului ;
— randamentul, ca raport dintre greutatea materialului îndepărtat prin prelucrare şi greutatea pierdută de electrod în aceeaşi prelucrare.

2.1. *Comportarea electrozilor wolfram-cupru la prelucrarea oţelului, pe maşini Agie.* Schema tehnologică folosită pentru încercări este arătată în figura 6.

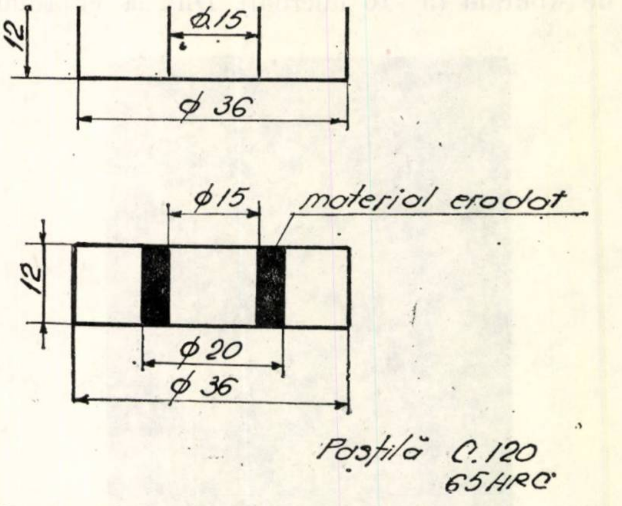


Fig. 6 — Schema tehnologică folosită în experimentări.

S-a lucrat în polaritate pozitivă, temperatura dielectricului 36°C, cu circulaţie prin injecţie, la presiunea de 0,1 kgf/cm^2. Ca dielectric s-a folosit motorina. Rezultatele obţinute sînt prezentate grafic în figurile 7—8. Ele sînt apropiate de indicaţiile de prospect ale maşinii.

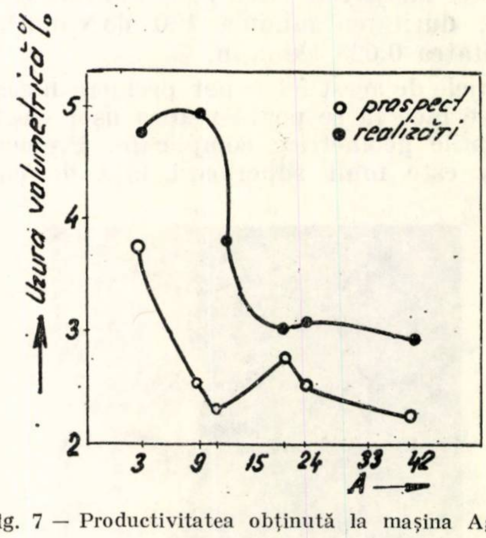


Fig. 7 — Productivitatea obţinută la maşina Agie.

Atrage atenţia mai ales uzura volumetrică mică.

2.2. *Comportarea electrozilor wolfram-cupru la prelucrarea oţelului, pe maşini Charmilles.* Prelucrările s-au făcut după schema tehnologică arătată din figura 6. S-a folosit dielectricul MENTOR, cu temperatură constantă de 36°C, şi circulaţie prin injecţie, la presiunea de 0,1 kgf/cm^2. Încercările s-au realizat în aceleaşi condiţii şi cu electrozii din cupru, aşa încît realizările obţinute sînt exprimate în mod

comparativ pentru ambele materiale, în figurile 9–11.

Pentru electrozii wolfram-cupru se înregistrează uzuri volumetrice mult micşorate şi şi care este cu atît mai avantajos cu cît are o valoare mai mică.

Preţul de cost luat în calcule pentru aliajele wolfram-cupru este de 590 lei/kg, iar pentru cupru

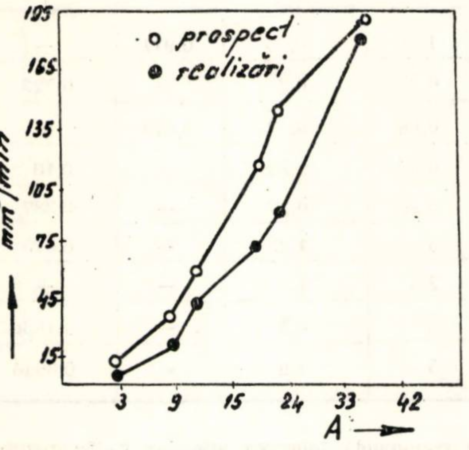


Fig. 8 – Uzura volumetrică obţinută la maşina Agie.

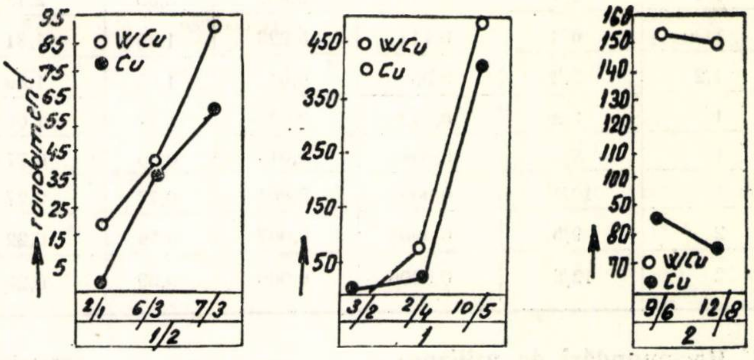


Fig. 9 – Productivitatea obţinută la maşina Charmilles.

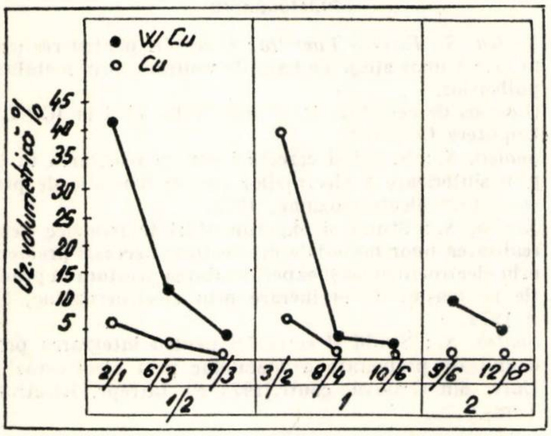


Fig. 10 – Uzura volumetrică obţinută la maşina Charmilles.

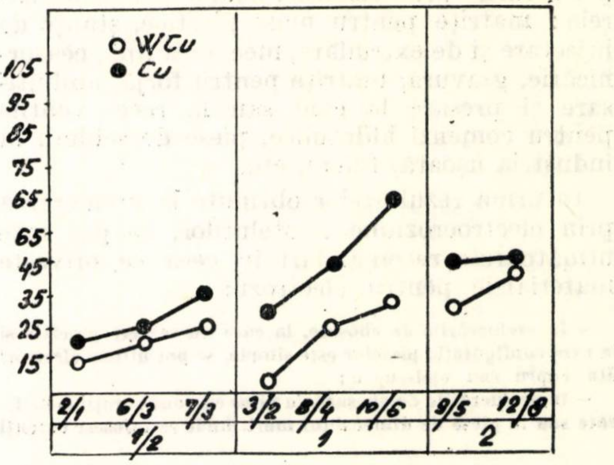


Fig. 11 – Randamentul obţinut pe maşina Charmilles.

productivitate şi randamente diferenţiate net, numai la anumite trepte şi calităţi deosebite ale gradului de finisare.

Avînd bază cercetările experimentale efectuate la prelucrarea oţelurilor cu electrozi din cupru şi aliaje wolfram-cupru, în cele ce urmează se consideră următorii indicatori tehnico-economici de comparaţie :

— pornind de la uzura relativă exprimată în grame electrod/grame material erodat, se calculează preţul de cost al materialului electrodului pentru erodarea unui gram din materialul prelucrat ;

— raportul minut/gram material prelucrat ne dă posibilitatea să calculăm preţul prelucrării exprimat în lei/gram prelucrat, cu menţiunea că s-a considerat preţul de cost-oră la prelucrarea prin electroeroziune de 30 lei ;

— raportul micron-minut care exprimă relaţia dintre calitatea suprafeţii şi timpul de prelucrare

de 40 lei/kg. În tabelul 1 se arată rezultatele calculelor efecuate pentru aliajele wolfram-cupru.

Se observă că, în majoritatea cazurilor studiate, indicatorul lei/gram prelucrat exprimă superioritatea aliajelor wolfram-cupru în comparaţie cu cuprul. De asemenea, raportul micron/minut este superior în toate cazurile şi care transformat în valori ar mări mult eficienţa.

2.3. *Comportarea electrozilor bimetal oţel-cupru pe maşini Charmilles. Efecte economice.* Folosind o schemă tehnologică (fig. 6) s-au făcut experimentări comparative cu electrozi bimetal şi electrozi din cupru, obţinîndu-se productivităţi apropiate însă, cu uzură mai avansată la electrozii bimetal. În ceea ce priveşte calitatea suprafeţii prelucrate, aceasta a fost identică. Efectul economic este evident, întrucît la un asemenea electrod se economisesc circa 0,25 kg cupru, ceea ce înseamnă valoric 10 lei/buc. electrod.

Tabelul 1

Puterea	Treapta de prelucrare	Lei/gram material electrod consumat		Lei/gram material prelucrat		Micron/minut		Lei/gram total CuW față de cupru	
		Cu	CuW	Cu	CuW	Cu	CuW	+	−
1/4	9/5	0,005	0,446	1,53	1,28	1	0,93	0,911	—
1/2	2/1	0,012	0,659	3,85	2,48	0,2	0,3	—	0,723
1/2	6/3	0,114	0,028	1,65	1,81	0,58	0,42	0,074	—
1/2	7/3	0,05	0,01	1,65	1,59	0,62	0,58	—	0,10
1	3/2	0,117	0,07	1,42	1,08	3,24	0,37	—	0,387
1	8/4	0,008	0,015	0,85	0,77	5	1,25	—	0,075
1	10/6	0,0008	0,004	0,77	0,77	2,3	1,6	—	—
2	9/5	0,0006	0,007	0,39	0,22	5	4,5	—	0,1636
2	12/8	0,0006	0,006	0,39	0,29	5	4,9	—	0,0946

3. Recomandări de utilizare

Principalele domenii de aplicabilitate ale prelucrării prin electroeroziune sînt următoarele: matrițe pentru mase plastice, ștanțe de injectare și de extrudare, mecanica fină, ceasornicărie, gravură, matrițe pentru forjă, ambutisare și presare la cald sau la rece, ventile pentru comenzi hidraulice, piese de schimb în industria ușoară, filiere, etc.

În urma rezultatelor obținute la prelucrarea prin electroeroziune a oțelurilor, se pot face următoarele recomandări în ceea ce privește materialele pentru electrozi:

– în prelucrările de eboșare, la care nu se cere precizie și la care configurația pieselor este simplă, se pot utiliza electrozi din cupru sau oțel-cupru;

– în prelucrările de eboșare, la piese cu configurații complicate sau la piese de dimensiuni mari, unde se folosesc curenți puternici, se recomandă folosirea aliajelor wolfram-cupru;

– la toate prelucrările de semifinisare și finisare sînt indicați electrozi wolfram-cupru.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Șontea, S., Firescu Lucreția*: Cercetări pentru realizarea în țară a unor aliaje pe bază de wolfram, prin metalurgia pulberilor.
(Lucrări de cercetare între anii 1968–1971 la ICP Electroputere Craiova).

[2] *Șontea, S.*: Studii și cercetări pentru realizarea în țară prin sinterizare a electrozilor pentru mașinile de prelucrare prin electroeroziune, 1972.

[3] *Șontea, S.*: Studii și experimentări tehnologice pentru realizarea unor materiale de electrozi necesari prelucrării prin electroeroziune și experimentarea acestora în producție pe mașini de prelucrare prin electroeroziune, 1973 și 1974.

[4] *Șontea, S.*: Studii și cercetări pentru integrarea procedeului de prelucrare a metalelor prin electroeroziune. Univ. din Craiova, contr./1974 cu Intrepr. Electroteh. Timiș.

Summary

The results of some researches made with a view to determine the way of behaviour of some special materials fabricated in our country for making the processing electrodes by electroerosion, are presented.

Résumé

On présente les résultats de certaines recherche effectuées, afin de déterminer le monde de comportement de quelques matériaux spéciaux fabriqués en Roumanie par l'exécution des électrodes d'usinage par électro-érosion.

Zusammenfassung

Es werden die Ergebnisse einer Versuchsreihe zum zwecke der Festlegung des Verhaltens einiger einheimischen Sonderwerkstoffe zur Fertigung der funkenerosiven Elektroden dargestellt.

Резюме

Представляются результаты исследований произведенных с целью определения образа поведения некоторых специальных материалов изготовленных в стране для производства электродов для переобработки при посредстве электроэрозии.

CZ: 621.9.048.4.001.2

Studii asupra suprafețelor obținute prin prelucrări electroerozive

Conf. dr. Ing. Sever **Șontea** – Universitatea Craiova
Asist. Ing. Mihai **Mangra** – Universitatea Craiova

Calitatea suprafețelor este un factor care influențează în mare măsură rezistența la uzură, rezistența la oboseală, rezistența la coroziune și în ansamblu acționează asupra durabilității piesei prelucrate. Elementele definitorii ale acestui parametru al prelucrării sînt: rugozitatea suprafeței și starea fizicomecanică a stratului superficial.

Dacă avem în vedere rugozitatea suprafețelor prelucrate prin procedeele de prelucrare clasică, ea este bine definită prin standarde. In prezent, datorită folosirii în producție din ce în ce mai intens a procedeelor de prelucrare neconvenționale, se înregistrează și cercetări corespunzătoare pentru definirea criteriilor de apreciere cantitativă a rugozității [1, 2]. Ca o consecință, firme specializate în producția de utilaje pentru prelucrări electroerozive însoțesc instrucțiunile de lucru cu plachete tehnologice pentru aprecierea calitativă a stării de rugozitate. Lucrarea de față încearcă să contribuie la integrarea procedeului de prelucrare prin electroeroziune în țară.

Există o diferențiere netă între forma neregularităților obținute la o prelucrare clasică prin așchiere față de forma neregularităților obținute prin prelucrări neconvenționale, sau în mod concret prin electroeroziune.

In figura 1 se arată forma neregularităților obținută la frezare ca rezultat al contactului dintre cuțit și material, în timp ce figura 2 prezintă o suprafață obținută prin prelucrare electroerozivă. După cum se știe, la prelucrările electroerozive dislocarea materialului se face datorită efectelor fizice de topire și vaporizare.

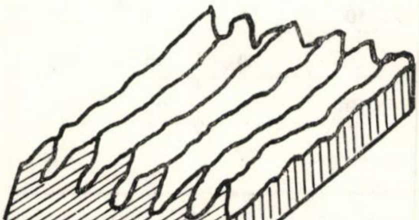


Fig. 1 — Forma neregularităților obținute la frezare.

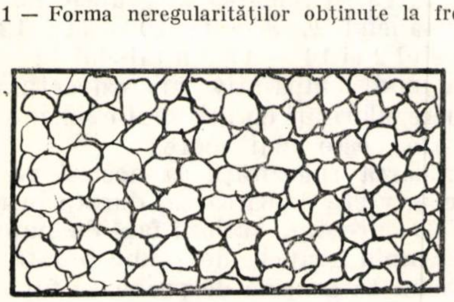


Fig. 2 — Forma neregularităților obținute la prelucrarea prin electroeroziune.

Aceste efecte se repartizează sub forma caracteristică de **cratere**, mai mult sau mai puțin conturate.

În cadrul cercetărilor efectuate s-a folosit schema tehnologică din figura 3.

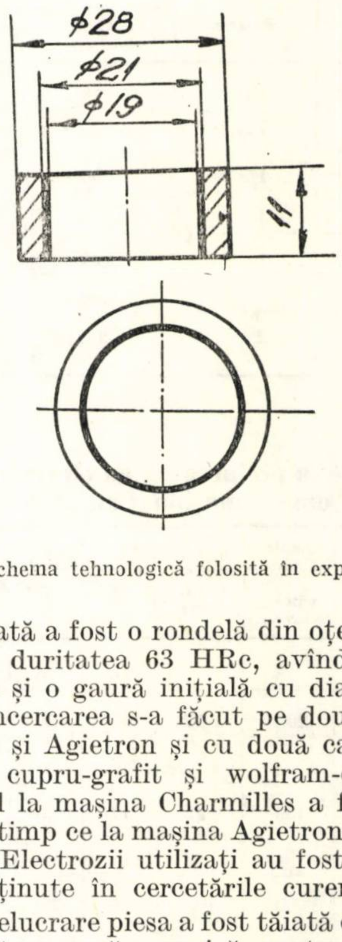


Fig. 3 — Schema tehnologică folosită în experimentări.

Piesa uzinată a fost o rondelă din oțel calitatea C 120, cu duritatea 63 HRc, avînd grosimea de 11 mm și o gaură inițială cu diametrul de 17 mm. Incercarea s-a făcut pe două mașini: Charmilles și Agietron și cu două categorii de electrozi: cupru-grafit și wolfram-cupru [3]. Dielectorul la mașina Charmilles a fost de tip Mentor în timp ce la mașina Agietron s-a folosit motorina. Electrozii utilizați au fost materiale proprii obținute în cercetările curente.

După prelucrare piesa a fost tăiată cu o piatră impregnată cu masă organică, pentru a permite efectuarea unor măsurări de rugozitate cantitative. Măsurările s-au făcut cu un profilometru tip PC-3 (fabricație URSS), care indică valoarea medie aritmetică a rugozității pe baza formulei:

$$R_a = \frac{1}{1}\int_0^L S\,[y]dx$$

Schema tehnologică folosită la măsurări este prezentată în figura 4.

Rezultatele obținute, sistematizate pentru fiecare parametru tehnologic, material și utilaj de pelucrare, sînt prezentate în tabelele 1–3.

valorile rugozității depind de durata impulsului descărcării, de intervalul dintre descărcări și de curent. Spre exemplu, grupele de probe

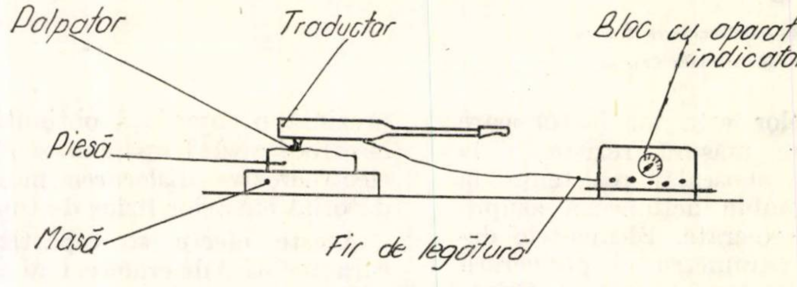


Fig. 4 – Schema tehnologică folosită la măsurări.

Tabelul 1

Rezultate la prelucrarea cu electrozi cupru-grafit, mașina Charmilles

Nr. grup de prob.	Puterea	Durat. impuls de descărcare mcr-sec.	Interv. între desc. micro- sec.	Curentul (A)	Tensiunea (V),	Timp de prel. (min).	Rugozitatea, Ra. microni	Microstructura Fig. –
1	1/2	25	4	10	80	150	2,8	5.1
2	1/2	50	4	10	80	110	4,0	5.2
3	1/2	200	12	10	80	80	7	5.3
4	1	4	3	14	80	90	3,2	6.1
5	1	200	12	20	80	75	7	6.2
6	1	800	50	15	80	25	>10	6.3
7	2	200	12	15	80	40	>10	7.1

Tabelul 2

Rezultate la prelucrarea cu electrozi wolfram-cupru mașina Charmilles

Nr. grupei de probe	Puterea	Durata impulsului de descărcare (microsec.)	Intervalul între descărcări (microsec.)	Curentul A	Tensiunea (V)	Rugozitatea Ra (microni)	Microstructura Fig. – –
8	1/2	3	2	10	80	2,4	8.1
9	1/2	200	12	10	80	4,2	8.2
10	1	4	3	14	80	3,0	9.1
11	1	400	25	14	80	5,3	9.2
12	2	4	3	15	80	3,6	10.1
13	2	1600	100	15	80	>10	10.2

Tabelul 3

Rezultate la prelucrarea cu electrozi wolfram-cupru mașina Agietron

Nr. grupei de probe	Durata impulsului (microsec.)	Tensiunea (V)	Curentul (A)	Rugozitatea Ra (microni)	Microstructura Fig. – –
14	10	28	9	3,1	11.1
15	20	30	20	4,2	11.2
16	50	30	23	5,3	11.3
17	50	38		>10	11.4

De asemenea, în figurile 5 – 11, se prezintă aspectul microscopic al probelor reprezentative, în marginea prelucrării a cărei rugozitate a fost măsurată după atac, la mărire 100 : 1. În tabelele 1–3 se observă și corespondența probelor pentru un anumit regim de prelucrare cu microstructura.

Din datele prezentate în tabelele 1 – 3 și figurile 5 – 11, se desprind următoarele :

– în cadrul prelucrării pe aceeași mașină, cu același electrod și la aceeași treaptă de putere, 1 – 3, tabelul 1, au rugozitatea cu atît mai mare cu cît cresc în valoare elementele amintite. Același lucru se remarcă la grupele de probe 4 – 6, tabelul 1, 8 – 9 ; 10 – 11 ; 12 – 13 din tabelul 2 și 14 – 17 din tabelul 3 ;

– în mod comparativ microstructura prezintă neregularități cu atît mai evidente cu cît rugozitatea este mai mare ;

– valoarea rugozității la același regim în ceea ce privește descărcarea, durata între descărcări și curentul, variază față de putere, ca spre exemplu grupele de probe 5 față de 7, din tabelul 1 ; grupele de probe 10 față de 12 din tabelul 2. Se observă că rugozitatea este cu atît mai mare cu cît puterea crește ;

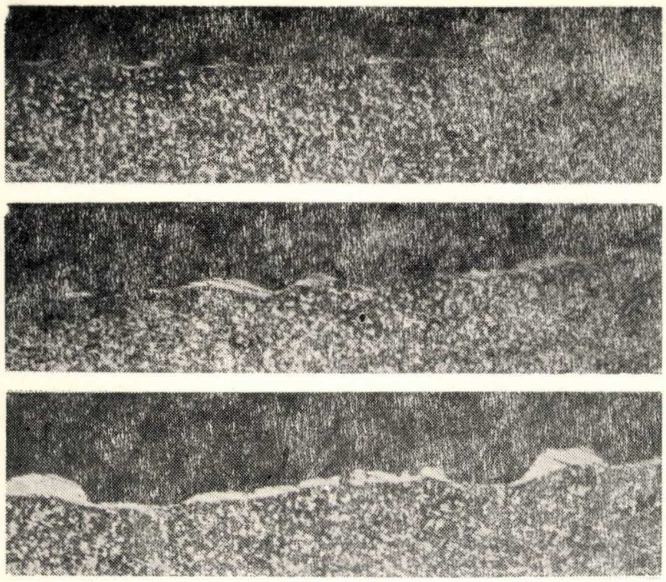


Fig. 5 — Microstructuri la prelucrarea cu electrozi cupru-grafit, pe maşina Charmilles, la putere 1/2.

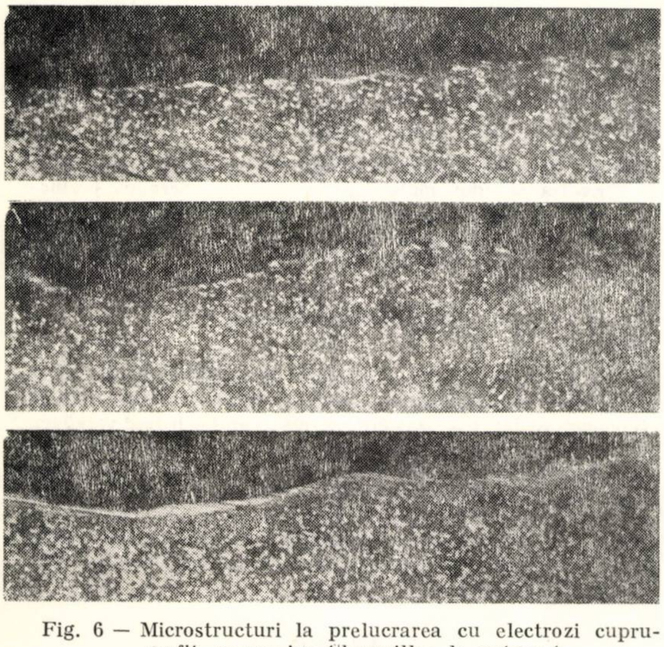


Fig. 6 — Microstructuri la prelucrarea cu electrozi cupru-grafit, pe maşina Charmilles, la putere 1.

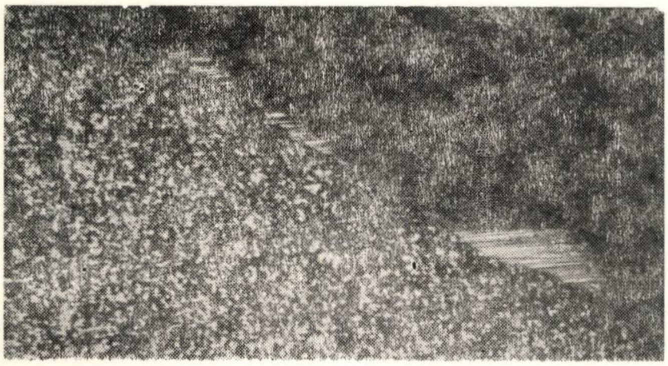


Fig. 7 — Microstructură la prelucrarea cu electrozi cupru-grafit pe maşina Charmilles, puterea 2.

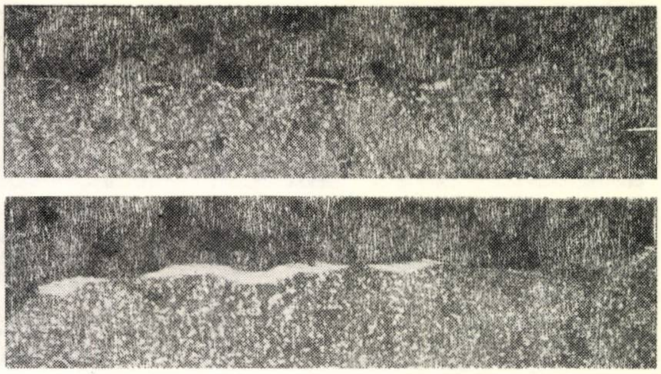


Fig. 8 — Microstructuri la prelucrarea cu electrozi wolfram-cupru, pe maşina Charmilles, puterea 1/2.

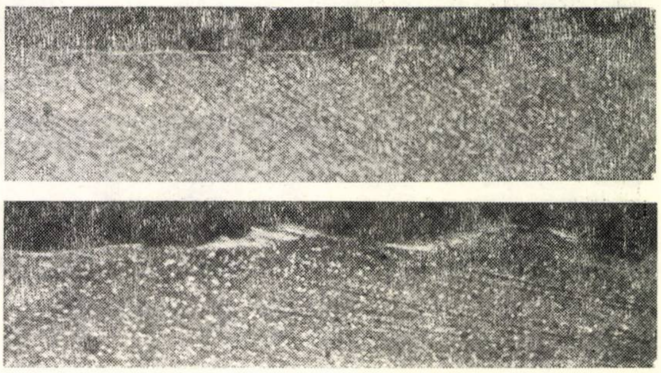


Fig. 9 — Microstructuri la prelucrarea cu electrozi wolfram-cupru, pe maşina Charmilles, puterea 1.

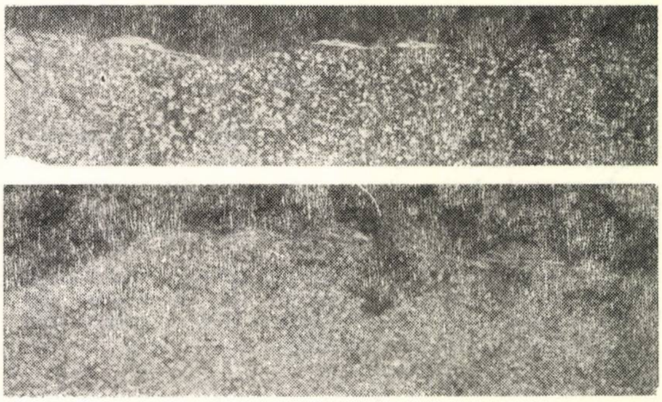


Fig. 10 — Microstructuri la prelucrarea cu electrozi wolfram-cupru, pe maşina Charmilles, puterea 2.

— diferenţieri esenţiale se înregistrează mai ales în funcţie de electrod. Suprafeţe prelucrate mai fin, cu rugozitate mică, se obţin cu electrozii din wolfram-cupru (tabelul 2 şi tabelul 3) faţă de electrozii cupru-grafit (tabelul 1), la acelaşi regim de descărcare, putere şi curent. Acest lucru este mai evident la regimurile de degroşare, după cum se observă comparînd grupele de probe 3 din tabelul 1 cu probele 9 din tabelul 2 şi sînt mai puţin diferenţiate la regimuri de prelucrări pentru finisare, comparînd grupele de probe 4(tabelul 1) cu probele 10 (tabelul 2). Analizele microscopice corespunzătoare acestor

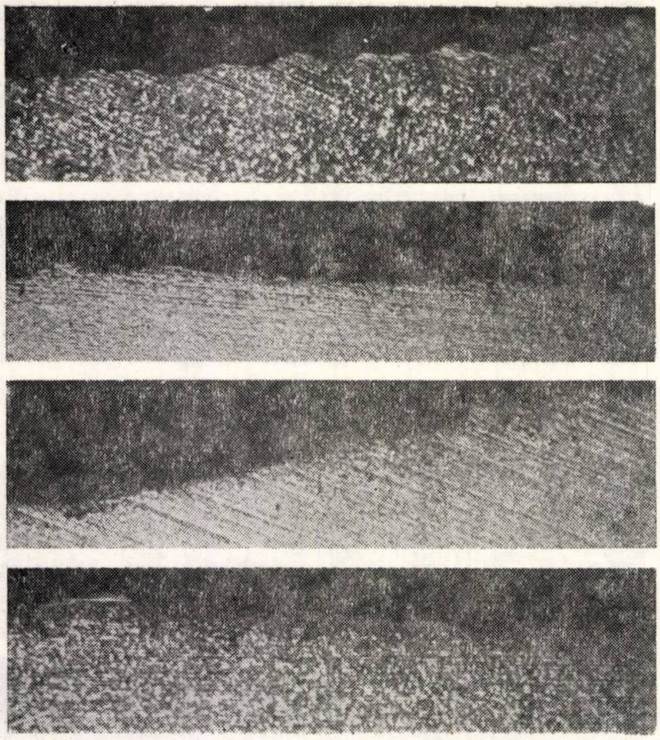


Fig. 11 — Microstructuri la prelucrarea cu electrozi wolfram-cupru, pe mașina Agietron.

probe confirmă aceleași concluzii prin aspectul neregularităților ;

— rezultă și din aceste cercetări superioritatea electrozilor wolfram-cupru față de electrozii cupru-grafit în ceea ce privește calitatea prelucrării ;

— din tabelul 1, se constată că productivitatea prelucrării, pentru același regim de lucru, depinde de puterea utilizată și de asemenea rugozitatea superficială are o legătură directă cu timpul de prelucrare.

— luînd exemplu grupele de probe 1 și 2 ca și grupele 3 față de 5, se remarcă că o durată de timp mai mare, respectiv utilizarea unei puteri mai mici face ca rugozitatea obținută să fie mai fină. Din acest punct de vedere se poate face o analogie cu procesele de prelucrare prin așchiere.

Din cele relatate, se poate conchide că este posibilă o optimizare tehnologică a procesului de prelucrare prin electroeroziune, care să urmărească o calitate superficială cît mai corespunzătoare, cu toleranța restrînsă și costuri de prelucrare minime. Cercetările experimentale prezentate constituie un prim pas în acest domeniu urmînd să fie continuate și adîncite spre cazuri particulare concrete din producție.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Popilov, L. Ia.* : Spravocinik po electriceskim metodom obrobotki materialov, Mașinostoenie, Leningrad, 1975.

[2] * * * : Prospecte Charmilles.

[3] *Șontea Sever* : Studii și experimentări tehnologice pentru realizarea unor materiale de electrozi, necesari prelucrării prin electroeroziune și experimentarea acestora în producție, pe mașini de prelucrat prin electroeroziune, Universitatea Craiova, 1975.

Summary

The paper presents a series of results of the researches over the surface qualities obtained by electroerosive processes. In order to have a larger data range for comparision, the experiments were done on two maschine types using three categories of electrodes and very much varying the working conditions.

It can be deduced, that the technological optimisation of tooling process by electroerosion may be possible and that it must achieve a corresponding surface quality with a clase tolerance of cost one a minimum tooling.

Résumé

L'étude présente une série de résultats des recherches sur la qualité des surfaces obtenues par l'électro-érosion. Afin d'obtenir une plage plus ample de données pour la comparaison, les expériences ont été réalisées sur deux types de machines en employant trois sortes d'électrodes et en variant beaucoup les régimes de travail.

On peut déduire qu'une optimisation technologique du processus d'usinage par électro-érosion est possible et qu'elle même à l'obtention d'une qualité adéquate des surfaces avec une tolérance restreinte et des prix d'usinage minima.

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt die Ergebnisse einer Versuchsreihe über die durch funkenerosive Bearbeitungen erreichte Oberflächengüte dar. Um über ein weiteres Vergleichsfeld verzügen zu können, sind die Versuche mit zwei Maschinentypen durchgeführt worden, indem drei Elektrodentypen verwendet und die Arbeitsweise abgewechselt wurde.

Man kann feststellen, dass eine technologische Vervolkommung der funkenerosiven Bearbeitung möglich sei, indem enge Toleranzen und minimale Bearbeitungskosten erzielt werden.

Резюме

Статья описывает ряд результатов опытов что касается качества поверхностей, полученных при посредстве электроэрозивных переработок — чтобы иметь больше данных для сравнения, опыты были произведены на 2 видах машин, употребляя 3 сорта электродов, и широко изменяя режимы работы.

Можно вывести что возможна технологическая оптимизация процесса обработки при посредстве электроэрозий, с целью получения соответствующего качества поверхностей с ограниченым допуском и минимальной стоймостью обработки.

CZ: 621.9.048.6.001.5

Cercetări privind prelucrarea suprafeţelor materialelor metalice cu ajutorul energiei ultrasonore

Conf. dr. ing. Dolphi Drimer şi asist. ing. Gheorghe Amza – Institutul Politehnic – Bucureşti

La prelucrarea cu ultrasunete, materialul este aşchiat datorită acţiunii unor granule abrazive proiectate pe suprafaţa ce urmează a fi prelucrată cu ajutorul unei scule care vibrează cu frecvenţă mai mare de 16 kHz pe o direcţie perpendiculară pe suprafaţa piesei (fig. 1).

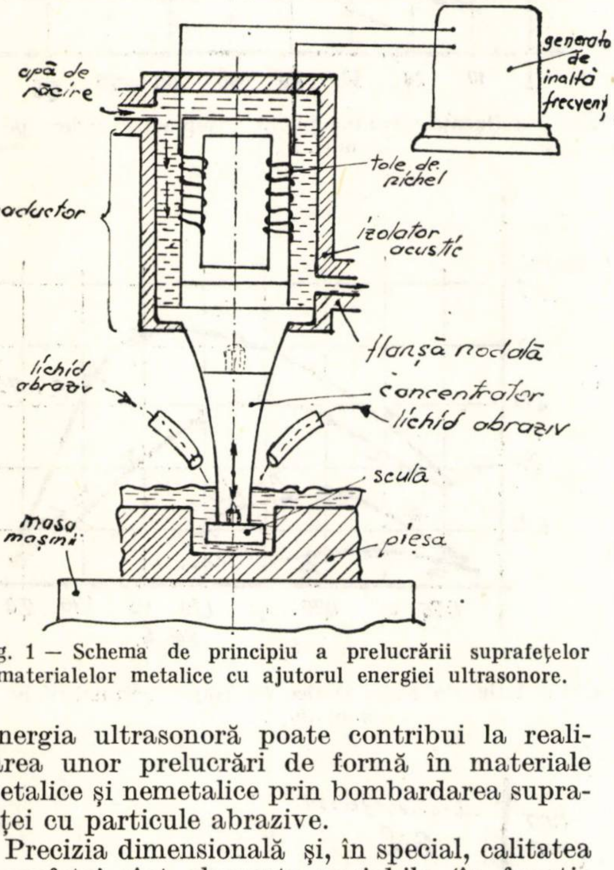


Fig. 1 – Schema de principiu a prelucrării suprafeţelor materialelor metalice cu ajutorul energiei ultrasonore.

Energia ultrasonoră poate contribui la realizarea unor prelucrări de formă în materiale metalice şi nemetalice prin bombardarea suprafeţei cu particule abrazive.

Precizia dimensională şi, în special, calitatea suprafeţei sînt elemente variabile (în funcţie de mai mulţi parametri) şi dificil de anticipat ca urmare a acţiunii aleatorii a particulelor abrazive asupra stării de dislocaţie. Prin modificarea acestei stări se obţin trecerile din domeniul elastic în domeniul plastic şi la limită se realizează erodarea prin depăşirea tensiunilor tangenţiale maxime.

Lucrarea de faţă analizează fenomenul de erodare a materialului prin ciocnirea acestuia cu particule abrazive, cu energie cinetică ridicată. Particulele abrazive sînt proiectate pe material cu ajutorul sculei a cărei deplasare medie „x" în plan vertical poate fi considerată :

$$x = \frac{A}{2} \sin (2\pi f t + \varphi), \quad (1)$$

în care :

A – amplitudinea mişcării ;
f – frceventa oscilaţiei ;
φ – defazajul.

Viteza de moment v_m se determină cu relaţia :

$$v_m = \dot{x} = \pi A f \cos (2\pi f t + \varphi), \quad (2)$$

iar viteza momentană maximă, v_m^{max} :

$$v_m^{max} = \pi A f. \quad (3)$$

Energia cinetică de lovire E_c este :

$$E_c = \frac{1}{2} m (\pi A f)^2 \quad (4)$$

Considerînd granula abrazivă înscrisă într-o sferă de diametrul „d" (fig. 2) şi apropiată de volumul acesteia rezultă :

$$E_c = \frac{\pi^3}{12} \cdot \frac{\gamma}{g} \cdot A^2 f^2 d^3 \quad (5)$$

Pentru a produce o modificare a stării de dislocaţie în modelul Peierls – Nabarro tensiunea minimă σ_p este :

$$\sigma_p = \frac{2G}{1 - \mu} \cdot e^{-\frac{a}{b} \cdot \frac{2\pi}{1-\mu}}, \quad (6)$$

în care :

G – modulul de elasticitate transversal ;
μ – coeficientul lui Poisson ;
a, b – constantele reţelei plane, a – măsurată pe verticala planelor adiacente şi b – distanţa dintre atomii din acelaşi plan cristalografic.

Valorile determinate pe calculator pentru diferite materiale în funcţie de structura cristalină dau pentru σ_p valori de ordinul 10^{-4} G, în cazul lui μ cuprins între 0,30 şi 0,35.

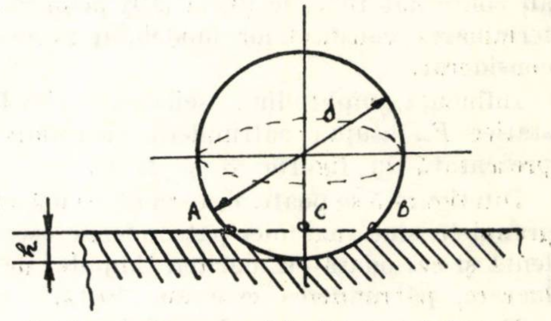


Fig. 2 – Ipoteza granulei abrazive sferice.

Considerînd că materialul este influenţat de particulele abrazive pe distanţa h (fig. 2),

granula învinge din partea materialului rezistenţa:

$$F = \sigma_p \cdot S = \frac{2G}{1-\mu} \cdot e^{-\frac{a}{b} \cdot \frac{2\pi}{1-\mu}} \cdot S \qquad (7)$$

în care:

S — suprafaţa proiecţiei amprentei pe suprafaţa piesei dată de relaţia:

$$S = \frac{\pi d}{2} \sqrt{(2\,dh - h^2)} \qquad (8)$$

Egalînd energia cinetică de lovire cu lucrul mecanic efectuat pentru modificarea de dislocaţie rezultă:

$$h = \pi \cdot A \cdot f \cdot d\ (\gamma/6\ \sigma_p \cdot g)^{1/2} \qquad (9)$$

Volumul de material aşchiat în unitatea de timp se poate determina cu relaţia:

$$V_u = p_1 \cdot p_2 \cdot p_3 \cdot d \cdot (\pi^2\, a^2\ \gamma/6\ \sigma_p\ g)^{3/4} \cdot f^{5/2}, \qquad (10)$$

în care:

p_1 — probabilitatea ca o granulă să lovească cu o intensitate suficientă pentru a smulge o particulă din piesă;

p_2 — factor de corecţie ce ţine cont de faptul că numărul de lovituri pe ciclu este invers proporţional cu d^2;

p_3 — factor de corecţie ce ţine cont că volumul de material aşchiat este proporţional cu puterea a treia a diametrului amprentei.

Relaţiile (9) şi (10) trebuie corectate ţinînd seama de probabilitatea interacţiunilor dintre granule şi suprafaţa erodată, precum şi de faptul că acelaşi fenomen se petrece şi între sculă şi granulă, dar cu o intensitate mai mică. O serie de experimentări pe diferite materiale au confirmat relaţiile (9) şi (10) pemiţînd determinarea constantelor modelului matematic considerat.

Influenţa amplitudinii oscilaţiei A şi a forţei statice F_s, asupra pătrunderii pe minut este prezentată în figurile 3 şi 4.

Din figura 5 se poate observa că pe măsură ce granulele sînt mai mici pătrunderea este mai lentă şi că, odată cu mărirea timpului de prelucrare, pătrunderea este mai lentă.

Rugozitatea suprafeţelor prelucrate creşte odată cu amplitudinea şi cu reducerea granulaţiei materialului abraziv. În acelaşi timp analiza fractografică a suprafeţelor supuse erodării a confirmat mecanismul prelucrării după relaţiile (9) şi (10).

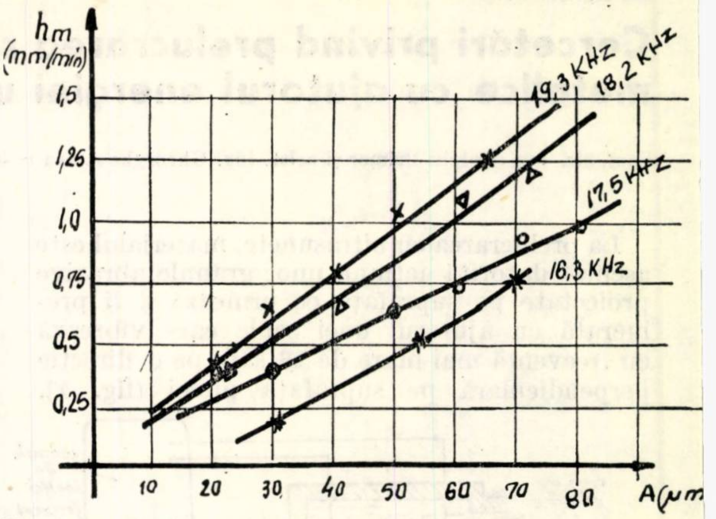


Fig. 3 — Influenţa amplitudinii „A" asupra pătrunderii pe minut „h_m".

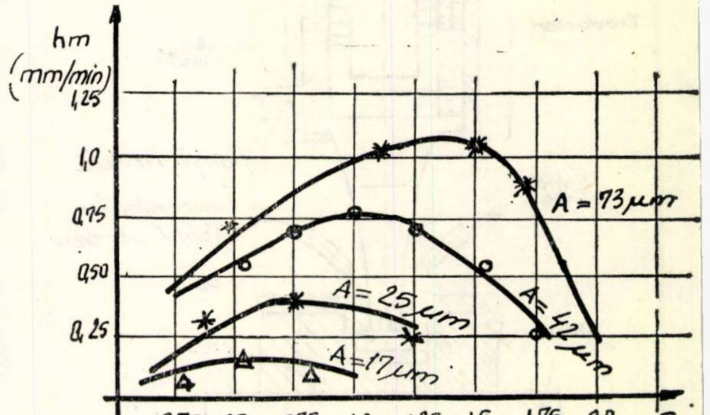


Fig. 4 — Influenţa forţei statice F_s asupra pătrunderii pe minut „h_m".

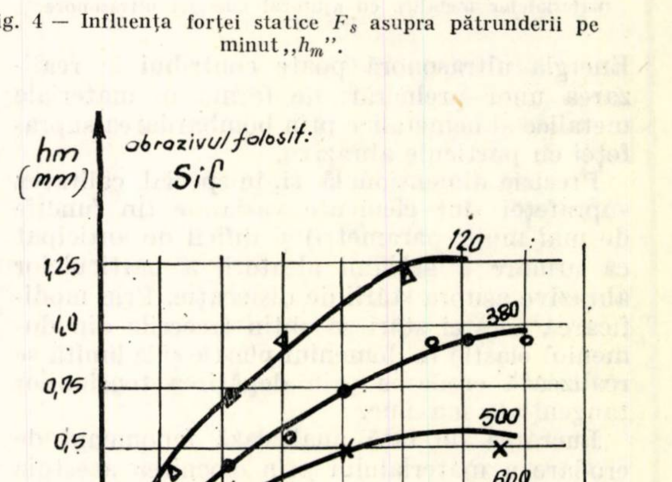


Fig. 5 — Influenţa granulaţiei şi a timpului de prelucrare asupra pătrunderii pe minut „h_m".

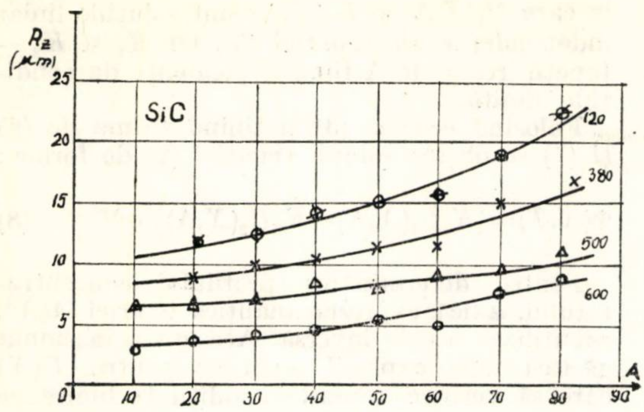


Fig. 6 — Influenţa amplitudinii „A" şi a granulaţiei asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate.

Se remarcă astfel posibilitatea reducerii considerabile a energiei ultrasonore pentru prelucrarea unui material prin considerarea stării de dislocaţii iniţiale sau crearea în acesta a unei densităţi controlate (de exemplu prin frecarea mecanică dintre sculă şi material înainte de începerea erodării cu ajutorul energiei ultrasonore). Pe suprafeţele laterale se constată de asemenea o creştere a densităţii de dislocaţie şi implicit o mărire a lui „*h*" odată cu creşterea lui *A* şi *d*. Experimentările au ca scop predeterminarea rugozităţii suprafeţei în funcţie de material, de abraziv şi de parametrii sistemului ultraacustic.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Pahlitzsch, G., Youssef, H.* : Precizia de prelucrare la lepuirea cu frecvenţă ultrasonoră, CIRP Assembly, Paris 1966.

[2] *Miller. G. E.* : Teoria specială a prelucrării ultrasonice, Journal of Applied Physics, anul 28, 1957.

[3] *Bădărău E., Grumăzescu, A.* : Ultraacustica fizică şi tehnică, Editura tehnică, 1968.

[4] *Amza, Gh.* : Unele consideraţii asupra vitezei de prelucrare a sticlei cu ajutorul energiei ultrasonore, Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice, Bucureşti 1973.

Summary

The paper tries the application of the erosion phenomenon out, with the help of ultrasonic energy using the knowledge related to material dislocations before tooling.

Taking this into account, a theoretical relation is found for tooling productivity that accurately confirms the experimental results.

Résumé

On étudie les essais d'application du phénoméne d'érosion des matériaux à l'aide de l'énergie ultra-sonique en employant les connaissances concernant l'état de dislocation du matériau avant l'usinage.

En tenant compte du problème ci-dessus mentionné, on trouve une relations théorique pour la productivité de l'usinage qui confirme exactement les résultats expérimentaux.

Zusammenfassung

Die Arbeit versucht eine Anwendung des Werkstoffabtragens mit Hilfe der Ultraschallenergie auf Grund der Kenutniss über den werkstofflichen Verdrängungszustand vor der Bearbeitung durchzuführen.

Ausgehend davon ist die Festlegung einer theoretischen Beziehung für die Bearbeitungsproduktivität möglich, die die Versuchsergebnisse genau bestätigt.

Резюме

Статья пытается применить феномен эрозий материалов при помощи ультразвуковой энергии употребляя знания связанные со смещением материала до переработки.

Принимая зто во внимание, авторы находят теоретическое отношение для продуктивности переработки, которое точно потверждает экспериментальные результаты.

CZ : 621.9.048.6.001.5

Calculul şi proiectarea profilului optim al concentratoarelor ultrasonice

Dr. ing. N. **Atanasiu**, mat. C. **Radu**, ing. Gheorghe **Amza** – Institutul Politehnic – Bucureşti

Aplicarea ultrasunetelor pe scară tot mai largă la diferitele procedee de prelucrare a materialelor a impus stabilirea unor metode de calcul pentru determinarea profilului optim al concentratoarelor ultrasonice în vederea sporirii eficienţei procedeului.

În lucrările de specialitate [1], [2], [3], [4], [5], [6] calculele prezentate sînt deosebit de complicate datorită pe de o parte, modului, dificil, folosit la rezolvarea ecuaţiilor diferenţiale care exprimă propagarea undelor în concentrator, iar pe de altă parte, datorită faptului că determinarea constantelor de integrare se face prin punerea unor condiţii iniţiale ce nu corespund întocmai începutului procesului de prelucrare. Din această cauză se aplică o serie de corecţii, îndeosebi, în ceea ce priveşte parametrii acustici şi forma constructivă a concentratorului. Toate acestea creează dificultăţi la proiectarea profilului optim al concentrato-

rului funcţie de condiţiile de lucru şi de natura materialului folosit pentru execuţie. De aceea, folosind rezultatele experimentale obţinute pe concentratoare tip Fourier şi exponenţiale, s-au întreprins studii teoretice finalizate în programe de calculator care au permis executarea unor concentratoare eficiente în mărirea amplitudinii de oscilaţie şi rezistente în funcţionare.

S-a pornit de la ecuaţia diferenţială care defineşte propagarea undelor plane longitudinale într-o bară cu secţiunea transversală neuniformă pe lungime [7], [8].

$$\frac{\partial^2\Phi}{\partial t^2} - \frac{E}{\rho a}\frac{\partial}{\partial x}\left(a\frac{\partial\Phi}{\partial x}\right) = 0, \qquad (1)$$

în care:

E este modulul de elasticitate al materialului;
ρ — densitatea materialului;
$a(x)$ — aria secţiunii transversale;
$\Phi(x, t)$ — deplasarea longitudinală la momentul t a secţiunii transversale (cu coordonata iniţială x).

Notînd:

$$\Phi = \frac{\Phi}{l}; \quad X = \frac{x}{l}; \quad A(x) = \frac{a(x)}{a(l)}; \quad T = = \frac{t}{\tau} = t\sqrt{\frac{E}{\rho l^2}}$$

în care: l este lungimea concentratorului, atunci ecuaţia (1) va conţine numai mărimi adimensionale şi va căpăta forma:

$$\frac{\partial^2\Phi}{\partial T^2} = \left\{\frac{d}{dX} ln\,[A(X)]\right\}\frac{\partial\Phi}{\varphi X} + \frac{\partial^2\Phi}{\partial X^2} \qquad (2)$$

Pentru rezolvarea ecuaţiei (2) se va folosi metoda separării variabilelor căutînd soluţia de forma:

$$\Phi(X,T) = U(X)\,V(T) \qquad (3)$$

Din expresia (2) în care introducem (3) se obţin ecuaţiile diferenţiale:

$$\ddot{V} + \Lambda^2 V = 0 \qquad (4)$$

$$U'' + (lnA)'u' + \Lambda^2 U = 0 \qquad (5)$$

În expresia (4) punctul înseamnă derivata în raport cu variabila T şi apostroful din (5) derivata în raport cu X. Λ este o mărime adimensională; $\Lambda = 2\,\pi l/\lambda$, în care λ este lungimea de undă.

Soluţia generală a ecuaţiei (4) este:

$$V(T) = C_1\cos\Lambda T + C_2\sin\Lambda T = e^{i\Lambda T+\varphi} \qquad (6)$$

unde: ψ este un unghi de fază arbitrar.

Cunoscînd expresia analitică a ariei $A(X)$, prin integrarea ecuaţiei (5) se obţine:

$$U(X) = K_1U_1(X,\Lambda) + K_2U_2(X,\Lambda) \qquad (7)$$

în care $U_1(X,\Lambda)$ şi $U_2(X,\Lambda)$ sînt soluţiile liniar independente ale ecuaţiei (5), iar K_1 şi K_2 — funcţii reale de Λ fiind dependente de condiţiile limită.

Folosind ecuaţia (3) şi ţinînd seama de (6) şi (7) se obţine soluţia ecuaţiei (2) de forma:

$$\Phi(X,T) = [K_1U_1(X,\Lambda) + K_2U_2(X,\Lambda)]\,e^{i\Lambda T+\psi} \qquad (8)$$

Pentru determinarea profilului concentratorului, adică expresia analitică a ariei $A(X)$, s-a utilizat o cale inversă. Aceasta a însemnat găsirea unei expresii analitice pentru $U(X)$ care să verifice anumite condiţii la limită ce exprimă caracteristicile cerute concentratorului şi apoi din expresia (5) se determină $A(X)$:

$$(lnA)' = -\frac{U'' + \Lambda U}{U'} \qquad (9)$$

În calculele ce urmează se vor folosi următoarele ipoteze:

a) Raportul secţiunilor (diametrelor) celor două capete ale concentratorului sînt date de:

$$R_A = \sqrt{\frac{A_{max}}{A_{min}}} = m \text{ sau } R_D = \frac{D_{max}}{D_{min}} \qquad (10)$$

b) În concentrator se propagă numai unde longitudinale, iar lungimea acestuia este de ordinul $\lambda/2$.

c) La capete, pantele concentratorului sînt nule: $X = 0$ şi $X = 1$, adică:

$$U'(0) = 0 \qquad (11)$$

$$U'(1) = 0 \qquad (12)$$

d) Raportul amplitudinii vibraţiei la cele două capete se consideră egal cu $-m$ (semnul minus exprimă fazele care se opun), deci:

$$U(0) = U_0$$
$$U(1) = -\,m\,U_0 \qquad (13)$$

e) Gradientul suprafeţei laterale trebuie să fie finit peste tot, adică pentru ca (9) să existe trebuie ca atunci cînd $U' \to 0$ să rezulte şi:

$$(U'' + \Lambda^2 U) \to 0 \qquad (14)$$

f) Tot din ecuaţia (9) rezultă că $U'(X)$ nu trebuie să admită zerouri pentru $0 < X < 1$ cu excepţia $X = 0$ şi $X = 1$ unde poate admite zerouri simple:

g) Avînd în vedere (12) şi (13), atunci din (9) rezultă:

$$U''(0) = -\,\Lambda^2 U_0$$
$$U^2(1) = m\,\Lambda^2 U_0 \qquad (15)$$

h) Dacă $U'(X) \to 0$ cînd $X = 0$, atunci şi $U'' + \Lambda^2 U \to 0$ cînd $X \to 0$; aplicînd regula lui l'Hôspital, succesiv se obţine din (12):

$$\lim_{X\to 0} [lnA(X)]' = -\lim_{X\to 0} \frac{U'' + \Lambda U}{U'} =$$

$$= -\lim \frac{U''' + \Lambda^2 U'}{U''} = -\frac{U'''(0)}{U''(0)} \quad (16)$$

Întrucît $U''(0)$ este finit şi diferit de zero (vezi 15), rezultă că pentru a avea egalitate (gradientul suprafeţei să tindă la zero) este necesar să considerăm şi:

$$U'''(0) = 0 \quad (17)$$

Analog pentru $X = 1$ scriem:

$$U'''(1) = 0 \quad (18)$$

Prin urmare, s-au obţinut opt condiţii limită distincte pentru $U(X)$, iar pentru a satisface aceste condiţii se va folosi o sumă de cosinuşi (prin analogie cu dezvoltarea în serie Fourier de cosinuşi a unei funcţii) de formă:

$$U(X) = \alpha_0 + \alpha_1 \cos\pi X + \alpha_2 \cos 2\pi X + \alpha_3 \cos 3\pi X \quad (19)$$

care satisfac identic condiţiile (12), (15) şi (18). Au mai rămas patru condiţii independente din care se determină coeficienţii α_0, α_1, α_2 şi α_4.

Din:

$$U(0) = U_0$$

$$U(1) = -mU_0$$

iar din (15):

$$\alpha_1 + 4\alpha_2 + 9\alpha_3 = \frac{\Lambda^2}{\pi^2} U_0$$

$$\alpha_1 - 4\alpha_2 + 9\alpha_3 = \frac{m\Lambda^2}{\pi^2} U_0 \quad (21)$$

Notăm $K = \Lambda/\pi$ şi rezolvînd sistemul (20) şi (21) se obţine:

$$\alpha_0 = (1 - m)(4 - K^2)\frac{U_0}{8}$$

$$\alpha_1 = (1 + m)(9 - K^2)\frac{U}{16}$$

$$\alpha_2 = (1 - m)K^2 \frac{U_0}{8} \quad (22)$$

$$\alpha_3 = (1 + m)(K^2 - 1)\frac{U_0}{16}$$

Avînd în vedere (19) şi (22) se obţine:

$$U(X) = \frac{U_0}{16} 2(1 - m)(u - K^2) + (1 + m)(9 -$$

$$- K^2)\cos\pi X + 2K^2(1 - m)\cos 2\pi X +$$

$$+ (1 + m)(K^2 - 1)\cos 3\pi X \quad (23)$$

Notăm cu $M = \frac{1 + m}{1 - m}$

Atunci din (9) în care avem în vedere (23) obţinem:

$$lnA(X)' = \pi \frac{K^2(4 - K^2) + M(9 - K^2)(K^2 - 1)\cos\pi X}{M(3 - K^2) + 2K^2 \cos\pi X + 3M(K^2 - 1)\cos\pi X} \sin\pi X \quad (24)$$

Notăm $\cos\pi X = t$ şi $-\pi \sin X dX = dt$

$$lnA(X) = -\int \frac{(4 - K^2)K^2 + M(9 - K^2)(K^2 - 1)t}{(3 - K^2)M + 2K^2 t + 3M(K^2 - 1)t^2} dt \quad (25)$$

se obţine:

$$\alpha_0 + \alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = U_0$$

$$\alpha_0 - \alpha_1 + \alpha_2 - \alpha_3 = -mU_0 \quad (20)$$

După discriminantul trinomului fracţiei de sub integrală (25) deosebim trei cazuri:

Notăm:

$$\Delta = K^4 + 3M(K^2 - 1)(K^2 - 3)$$

$$l \cdot \Delta < 0$$

$$-ln[A(X)] = \frac{K^2(3 - 2K^2)}{3\sqrt{-\Delta}} \operatorname{arctg}\frac{3M(K^2 - 1)\cos\pi X + K^2}{\sqrt{-\Delta}} - \operatorname{arctg}\frac{3M(K^2 - 1) + K^2}{\sqrt{-\Delta}} +$$

$$+ \frac{9 - K^2}{6} ln[3M(K^2 - 1)\cos^2\pi X + 2K^2\cos\pi X + M(3 - K^2)] \quad (26)$$

2. $\Delta > 0$

$$-\ ln[A(X)] = \frac{M(K^2-1)(9-K^2)\dfrac{-K^2+\sqrt{+\Delta}}{3M(K^2-1)} + K^2(4-K^2)}{2\sqrt{\Delta}} \cdot$$

$$\cdot\, ln\left|\frac{\cos\pi X - \dfrac{-K^2+\sqrt{\Delta}}{3M(K^2-1)}}{1-\dfrac{-K^2+\sqrt{\Delta}}{3M(K^2-1)}}\right| + \frac{M(K^2-1)(9-K^2)\dfrac{K^2+\sqrt{\Delta}}{3M(K^2-1)} - K^2(4-K^2)}{2\sqrt{\Delta}} \tag{27}$$

3. $\Delta = 0$

$$-\ ln\,[A(X)] = \frac{9-K^2}{3}\, ln\left|\frac{\cos\pi X + \dfrac{K^2}{3M(K^2-1)}}{1+\dfrac{K^2}{3M(K^2-1)}}\right| - \left[M(K^2-1)(9-K^2)\left(-\frac{K^2}{3M(K^2-1)}\right) + \right.$$

$$\left. + K^2(4-K^2)\right]\left[\frac{1}{\cos\pi X + \dfrac{K^2}{3M(K^2-1)}} - \frac{1}{1+\dfrac{K^2}{3M(K^2-1)}}\right] \tag{28}$$

În ceea ce privește profilul exponențial, acesta s-a calculat pornind de la condițiile limită din expresiile (10) . . . . (17) în care pentru $U(X)$ s-a folosit un polinom :

$$U(X) = \alpha_0 + \alpha_1 X + \alpha_2 X^2 + \alpha_3 X^3 + \alpha_4 X^4$$

Din condițiile limită rezultă :

$$U(0) = U_0 = \alpha_0$$

$$U(1) = \alpha_0 + \alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_4 = -\ m\ U_0$$

$$U'(0) = \alpha_1 = 0$$

$$U'(1) = \alpha_1 + 2\alpha_2 + 3\alpha_3 + 4\alpha_4 = 0 \tag{29}$$

$$U''(0) = 2\alpha_2 = -\ \Lambda^2 U_0$$

$$U''(1) = 2\alpha_2 + 6\alpha_4 + 12\alpha_4 = \Lambda^2 m\ U_0$$

Efectuînd calculele s-au determinat coeficienții $\alpha_0\ ..\alpha_4$

$$\alpha_0 = U_0$$

$$\alpha_1 = 0$$

$$\alpha_2 = -\frac{\Lambda^2 U_0}{2}$$

$$\alpha_3 = \frac{1}{3}(2\Lambda^2 U_0 - \Lambda m U_0) \tag{30}$$

$$\alpha_4 = \frac{1}{4}(\Lambda^2 m U_0 - \Lambda^2 U_0)$$

Unde : $\Lambda^2 = \dfrac{12(1+m)}{7+m}$

Făcînd înlocuirile s-a obținut :

$$U(X) = \frac{U_0}{7+m}[7+m-6(1+m)X^2 +$$

$$+ 4(2+m-m^2)X^3 + 3(m^2-1)X^4] \tag{31}$$

$$U'(X) = \frac{U_0}{7+m}[-12(1+m)X + 12(2+$$

$$+ m - m^2)X^2 + 12(m^2-1)X^3] \tag{32}$$

$$U''(X) = \frac{U_0}{7+m}[-12(1+m) + 24(2+$$

$$+ m - m^2)X + 36(m^2-1)X^2] \tag{33}$$

$$U''(X) + \Lambda^2 U(X) =$$

$$= \frac{12\,U_0(1+m)X}{(7+m)^2}[2(2-m)(7+m) + 3(m^2+$$

$$+4m-9)+4(2+m-m^2)X^2+3(m^2-1)X^3] \tag{34}$$

Atunci :

$$\frac{d[lnA(X)]}{dX}=\frac{1}{7+m}\,\frac{2(2-m)(7+m)+3(m^2+4m-9)X+4(2+m-m^2)X^2+3(m^2-1)X^3}{1+(m-2)X+(1+m)X^2}$$

$$ln\frac{A(X)}{A(O)}=\frac{1}{7+m}\left\{-\frac{3}{2}(1+m)X^2+\right.$$
$$+\frac{m^2-m-2}{m-1}X-\frac{6(m+1)}{m}ln(1-X)-$$
$$\left.-\frac{2m^4+9m^3-33m^2+26m-6}{m(1-m)^2}ln\left|(1-m)X-1\right|\right\}$$

schema logică de calcul pentru profilul Fourier.

În figura 2 sînt reprezentate două profile de concentratoare Fourier. În abscisă este trecută coordonata axială X, iar pe ordonată raportul ariilor secțiunilor transversale R_A. Pentru ambele profile s-a folosit $R_A = 4$ și $K_1 = 1$ în cazul profilului (1) și $K_2 = 0,6$ pentru profilul (2). În figura 3 s-au trasat

$$A(X)=A(O)\frac{e^{\frac{2(m^2-m-2)-3(m^2-1)X^2}{2(m-1)(7+m)}}}{(1-X)^{\frac{6(m+1)}{m(7+m)}}\,|(1-m)X-1|^{\frac{2m^4+9m^3-33m^2+26m-6}{m(1-m)^2(7+m)}}} \tag{35}$$

Pe baza teoriei descrise mai sus s-au elaborat programe de calculator în limbaj Fortran pentru determinarea profilului concentratoarelor Fourier și exponențiale. În figura 1 se prezintă

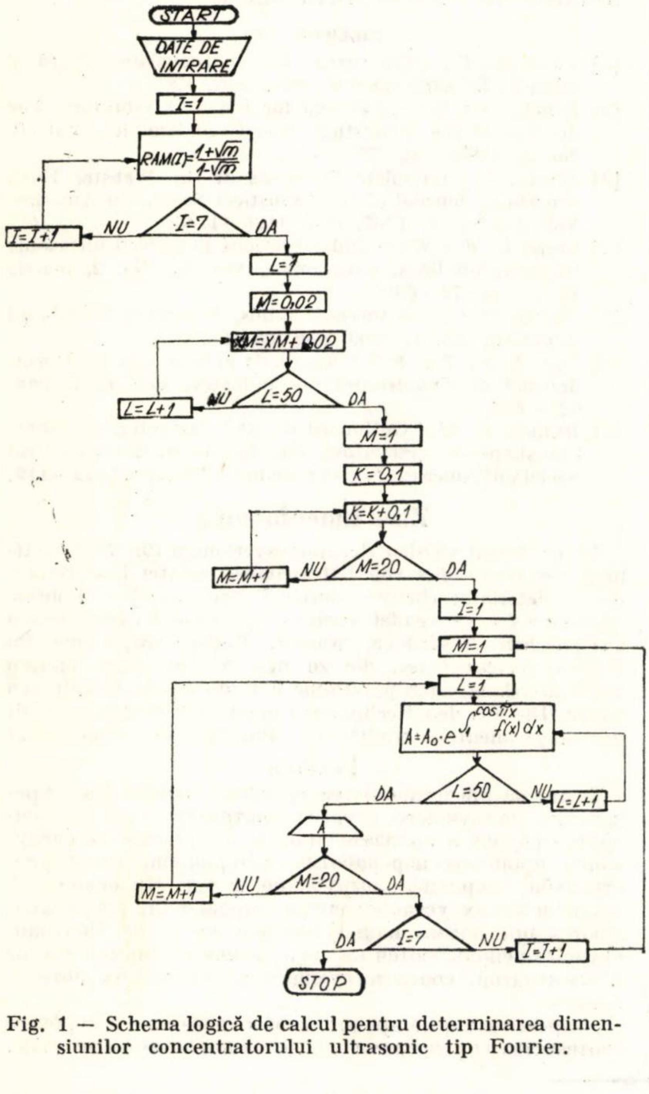


Fig. 1 — Schema logică de calcul pentru determinarea dimensiunilor concentratorului ultrasonic tip Fourier.

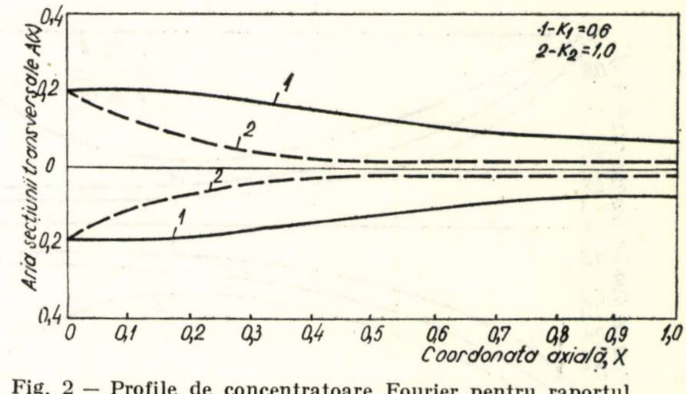


Fig. 2 — Profile de concentratoare Fourier pentru raportul secțiunilor $R_A = 4$; $K_1 = 0,6$; $K_2 = 1,0$.

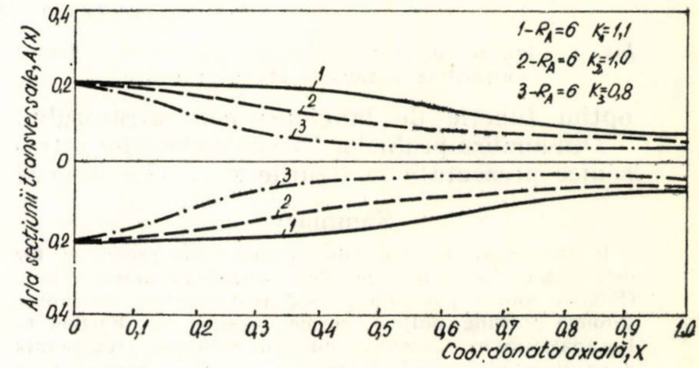


Fig. 3 — Profile de concentratoare Fourier pentru $R_A = 6$; $K_1 = 1,1$; $K_2 = 1,0$; $K_3 = 0,8$

profile pentru două concentratoare în cazul raportului $R_A = 6$ iar $K_1 = 1,1$ pentru profilul (1) și $K_2 = 1,0$ în cazul profilului (2) și $K_3 = 0,8$ pentru profilul (3). În figura 4 s-au construit două profile pentru $K = 1,3$ și $R_A = 8$ pentru profilul (1) iar $R_A = 16$ în cazul profilului (2). În figura 5 sînt reprezentate trei profile de concentratoare exponențiale pentru rapoartele $R_A = 4$; 5 și 6 cu menținerea constantă a lungimii. Din figură se vede că pentru fiecare raport R_A există un profil

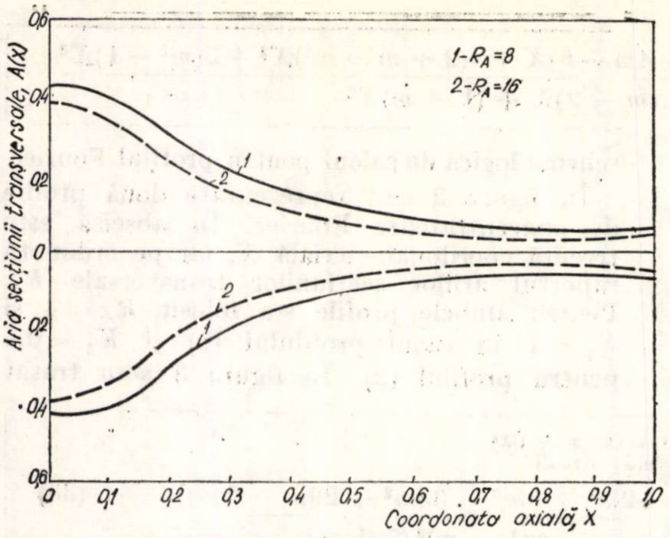


Fig. 4 – Profile de concentratoare Fourier în cazul $K = 1{,}3$ şi $R_A = 8$ pentru profilul (1) şi $R_A = 16$ pentru profilul (2).

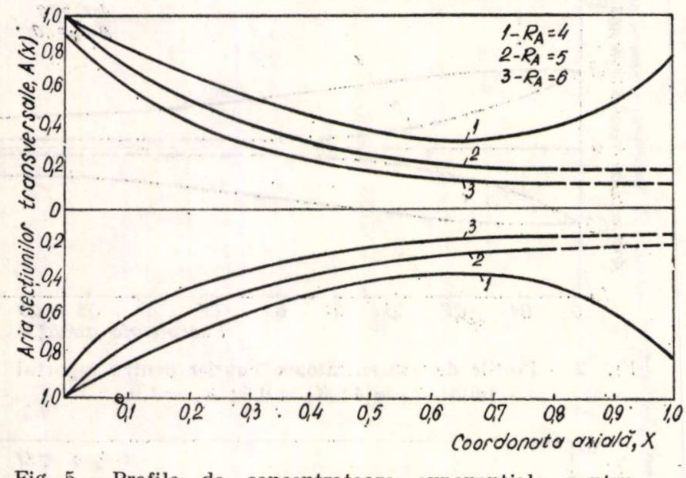


Fig. 5 – Profile de concentratoare exponenţiale pentru rapoartele secţiunilor $R_A = 4$; 5 şi 6.

optim funcţie de lungimea concentratorului. Din analiza profilelor concentratoarelor ultrasonice prezentate în figurile 2...5 se observă că valoarea lui K influenţează puternic asupra profilului. Acest lucru este în concordanţă cu datele experimentale dat fiind faptul că valoarea lui K depinde de lungimea de undă λ, care la rîndul său este funcţie de natura materialului prin care se propagă ultrasunetele precum şi de lungimea totală a concentratorului.

Folosind profile optime ale concentratoarelor ultrasonice se obţin amplitudini maxime la partea activă a sculei şi funcţionarea stabilă a sistemului acustic, fapt ce duce la creşterea productivităţii muncii a maşinilor de prelucrat.

În concluzie, teoria descrisă şi programele de calculator elaborate permit construirea unei game largi de concentratoare pentru valori optime ale rapoartelor R_A şi a lui K care pot fi utilizate la diferite procedee de prelucrare cu ultrasunete cum ar fi: găurirea, stanţarea, tragerea, extruziunea şi altele. De asemenea, programele de calculator permit determinarea tensiunilor din fiecare profil de concentrator precum şi a deplasărilor pentru a cunoaşte punctele de viteză nulă de-a lungul concentratorului. Acest lucru serveşte la fixarea sistemului acustic pe instalaţia mecanică cu pierderi minime de energie ultrasonică.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Badărău, E., Grumăzescu, M.*: Ultraacustica fizică şi tehnică, Editura tehnică, Bucureşti, 1967.

[2] *Eisner, E.*: Inverse Design for Flexural Vibrators, The Journal of the Acoustical Society of America, Vol. 40, No. 4, 1966, pag. 773–775.

[3] *Eisner, E.*: Complete Solutions of the Webster Horn Equation, Journal of the Acoustical Society of America, Vol. 41, No. 4, 1967, pag. 1126–1146.

[4] *Graff, K. F.*: Wave and vibrations în curved ultrasonic transmission lines, Ultrasonics, Vol. 10, No. 2, martie 1972, pag. 77–83.

[5] *Kolsky, H.*: Stress waves in solids, Journal of Sound and vibration, No. 1, 1969, pag. 88–96.

[6] *Coy, J. J., Tse, F.S.*: Synthesis of solid Elastic Horns, Journal of Engineering for Industry, mai 1974, pag. 627–632.

[7] *Branch, R. M.*: Optimized design: characteristic vibration shape and resonators, The Journal of the Acoustical Society of America, No. 53, noiembrie 1973, pag. 112–119.

Summary

In this paper, some calculus technics are presented, for determining the optimal profile of ultrasonic concentrators, (Fourier and exponential), used in materials machining through drawing, pulling, boring, pressing etc. Further to the analytical expressions established, computer programmes have been elaborated in Fortran, which contributed to construct a big range of concentrators, according to practical necessities. The profiles resulted from the calculi are in concordance with that ones experimentally determined.

Résumé

L'article présente des procédés de calcul pour determiner le profil optima des concentrateurs ultra-soniques (Fourier et exponentiels) utilisés dans les techniques d'usinage des matériaux par étirage, tréfilage, perçage, emboutissage etc. En partant des expressions analytiques, on a établi des programmes de calculateur en langage Fortran qui ont conduit à la construction d'une gamme étendue de concentrateurs confirmément aux exigences pratiques. Les profils résultés des calcules sont en concordance avec les profils déterminés à voie expérimentale.

Zusammenfassung

In der Arbeit werden Rechnungsverfahren für die Ermittlung des Bestprofils von Ultraschallverdichter beschrieben, die in Materialbearbeitung durch Ziehen, Strecken, Bohren, Stanzen u.s.w. verwendet werden. Auf Grund der festgelegten analytischen Ausdrücke, wurden Rechnerprogramme im Fortran ausgearbeitet, die zu den Ausbau einer breiten Verdichterskala, nach praktische Erforderungen, beigetragen haben. Die aus den Rechnungen ergebenen Profile sind mit den experimentell ermittelten Profilen gut abgestimmt

Резюме

В статье представляются способы расчёта для определения наилучшего разреза ультразвуковых концентратов (фурье и показательно), используемых в следующие процессы переработки материалов: волочение, стрельба, сверление, вырубание, и т.д. На оснований аналитических установленных выражений, разрабатываются программы калькуляторов на языке Фортран, которые используются на сооружение обширной гаммы концентратов, соответствующих практических потребностей.

Разрезы которые проистекают из расчёта— в хорошей соответствий с разрезами определёнными ответным путём.

CZ: 621.9.048.6.001.5

Mărirea productivității prelucrării cu ultrasunete în condiții de suprapresiune în spațiul de lucru

Dr. ing. Nicolae Atanasiu – Institutul Politehnic – București

Ing. Alexandru Ivan – Întreprinderea de cabluri și materiale electroizolante – București.

Introducere

Este cunoscut faptul că la prelucrarea unor materiale cu caracteristici fizico-chimice și mecanice deosebite cum sînt aliajele dure și extradure turnate sau sinterizate, porțelanuri germaniul, tantalul, sticla, diamantele sintetice etc. se aplică o serie de procedee noi, principial diferite de procedeele convenționale. Printre aceste procedee se numără și prelucrarea cu ultrasunete în care scula oscilează la o frecvență de aproximativ 20 KHz, formînd un „crater" în piesă, iar rolul de „agent de prelucrare" este îndeplinit de granule abrazive în suspensie (fig. 1).

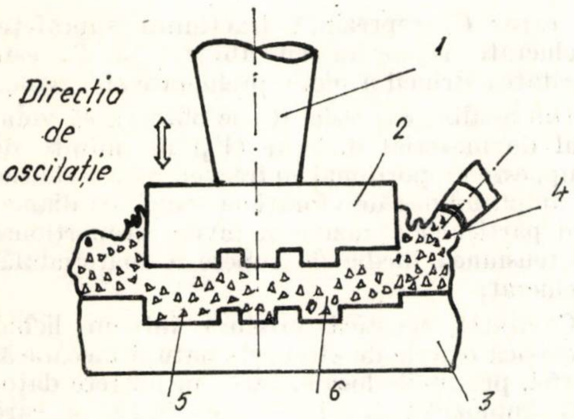


Fig. 1 – Spațiul de lucru la prelucrarea materialelor dure cu ultrasunete :

1 – concentrator; 2 – sculă; 3 – piesa; 4 – suspensia abrazivă; 5 – microașchii; 6 – particule abrazive.

Prin urmare, la prelucrarea cu ultrasunete nu se utilizează energia stereomecanică specifică procedeelor clasice; în acest caz calitatea de agent de prelucrare poate fi atribuită, în mod convențional, unor sisteme fizice, nerigide mecanic, constituite din corpuri solide sub formă de granule abrazive și efectului de cavitație acustică.

Ultrasunetele se pretează, în special, la prelucrarea găurilor, a filierelor de trefilare, a ajutajelor de sablare și a ștanțelor, la rectificare, la obținerea diferitelor figuri în relief, la tăierea în felii a semiconductoarelor.

Prelucrarea cu ultrasunete, spre deosebire de electroeroziune, poate fi aplicată atît la materiale izolatoare cît și la cele bune conducătoare de electricitate, fără efecte termice apreciabile asupra piesei de prelucrat. Folosind oscilațiile ultrasonice ale sculei se pot obține, în funcție de amplitudine și frecvența de oscilație, următoarele avantaje: reducerea forțelor de tăiere, sporirea duratei de folosire a sculelor temperatură de lucru mai scăzută, ecruisarea neînsemnată, a piesei prelucrate și o suprafață mai bine finisată [1], [2], [3], [4].

Principalul dezavantaj al procedeului de prelucrarea cu ultrasunete îl constituie productivitatea relativ scăzută. Cercetările întreprinse pînă în prezent pentru a mări productivitatea procedeului au fost orientate, în principal, asupra optimizării parametrilor tehnologici și acustici: frecvența de rezonanță, amplitudinea de oscilație a sculei, presiunea sculei asupra piesei, natura, mărirea și concentrația granulelor abrazive. De asemenea, pentru circulația granulelor abrazive, s-au experimentat diferite lichide cum ar fi apa, petrolul lampant, uleiul de transformator, alcoolul etilic, etc.

Mecanismul prelucrării cu ultrasunete

Prelucrarea cu ultrasunete are la bază două efecte fizice distincte și anume:

a. Impactul granulelor abrazive libere cu energie acustică cinetică ridicată asupra suprafeței piesei și ciocănirea suprafeței de prelucrat de către granule abrazive aflate în interstițiul sculă-piesă, determinată de oscilația longitudinală a sculei.

b. Cavitația acustică formată în spațiul dintre sculă și piesă.

În literatura de specialitate, participarea fiecărui efect în parte la procesul global de prelucrare este însă controversată, datorită condițiilor diferite de efectuare a cercetărilor. De aceea, s-a considerat util să se întreprindă experimentări, pe sticlă și pe carburi metalice, pentru determinarea aportului fiecăruia dintre cele două efecte la mărirea productivității prelucrării în prezența suprapresiunii în spațiul de lucru [5], [6], [7].

Determinarea volumului de material dislocat datorită energiei cinetice (Ec) de impact a granulelor abrazive asupra piesei se face pornind de la relația cunoscută:

$$Ec = \frac{1}{2} mv^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{\gamma}{g} \cdot \frac{\pi}{6}\right) D^3 \, U^2_{max} , \quad (1)$$

în care:

- m este masa granulei;
- v – viteza granulei;
- γ – greutatea specifică a granulei;
- g – accelerația gravitației;
- D – diametrul granulei (se consideră că granulele au formă sferică);

U_{max} — viteza maximă de impact a granulei pe suprafaţa piesei ($U_{max} = \pi A \nu$); A fiind amplitudinea de oscilaţie a sculei;
ν — frecvenţa de oscilaţie.

Datorită energiei cinetice mari de impact, granulele abrazive înving rezistenţa de rupere a materialului de prelucrat σ_r pătrunzînd în suprafaţa piesei pe o anumită adîncime, no-

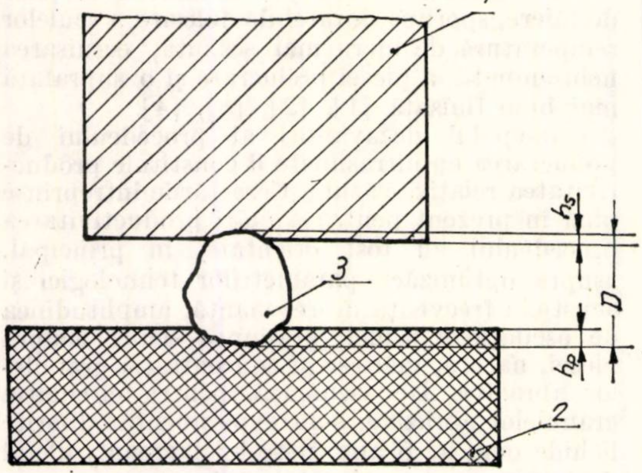


Fig. 2 — Particulele abrazive în spaţiul dintre sculă şi piesă; h_p şi h_s reprezintă adîncimile de pătrundere a granulei abrazive în sculă şi respectiv în piesă.

tată cu h_p (fig. 2). Deci forţa de impact F a granulelor abrazive va fi:

$$F = \sigma_r S \tag{2}$$

în care: S este aria calotei sferice de pe suprafaţa piesei egală cu $\pi D h_p$. Prin urmare, lucrul mecanic efectuat de o granulă abrazivă este dat de expresia:

$$L = \int_0^{h_p} F dh = \int_0^{h_p} \sigma_r S dh = \frac{1}{2} \pi_r D h^2 \tag{3}$$

Valoarea lucrului mecanic (L) se datoreşte energiei cinetice, deci egalînd expresiile (1) şi (3) se obţine adîncimea de pătrundere (h_p) a granulei abrazive în suprafaţa piesei executată:

$$h_p = U_{\max} D \sqrt{\frac{\gamma}{g} \frac{1}{6\sigma_r}} \tag{4}$$

În cazul unui material dur şi fragil volumul de material dislocat (V_1) de pe suprafaţa piesei în unitate de timp datorită impactului granulelor abrazive de formă sferică este dat de expresia:

$$V_1 = C_1 \, \nu^{5/2} D^{1/4} \left(\frac{\pi^2 A^2 D'}{6 \sigma_r} \right), \tag{5}$$

în care:

C_1 este o constantă ce depinde de numărul de lovituri ale granulelor abrazive pe ciclu;
ν — frecvenţa de oscilaţie;
D — diametrul echivalent al sferei;
D' — diametrul particulei abrazive comprimată în punctul de contact cu suprafaţa piesei;
σ_r — tensiunea medie de rupere a suprafeţei piesei prelucrate;
A — amplitudinea de oscilaţie a sculei.

Făcînd înlocuirile necesare în expresia (5) se constată că, la o degroşare de rectificare, numai 20 % din volumul materialului dislocat se datorează impactului granulelor abrazive libere asupra suprafeţei de prelucrat.

În ceea ce priveşte volumul de material dislocat (V_2) datorită ciocănirilor suprafeţei de prelucrat de către granulele abrazive determinate de oscilaţia sculei, aceasta se calculează cu expresia:

$$V_2 = C_1 C_2^{1/4} \, \nu D^{-1/2} \left(\frac{4AD'}{\pi \sigma_r (1 + C_3)} \right) \tag{6}$$

în care: C_2 reprezintă fracţiunea suprafeţei prelucrate acoperită cu abraziv şi C_3 este duritatea Brinell a piesei prelucrate şi a sculei.

Din analiza expresiei (6) se observă că volumul de material dislocat (V_2) în unitate de timp, este proporţional cu frecvenţa de oscilaţie, cu amplitudinea de vibraţie a sculei, cu diametrul particulei abrazive şi invers proporţional cu tensiunea medie de rupere a materialului prelucrat.

Cavitaţia acustică produsă într-un lichid provoacă o serie de efecte de natură mecanică. Astfel, presiunile locale, care iau naştere datorită imploziilor bulelor de cavitaţie şi care pot atinge 10^6 atm, produc eroziunea piesei aflată în lichidul respectiv. La această acţiune mecanică contribuie şi temperatura ridicată generată de contracţia bulelor de cavitaţie la suprafaţa dintre lichid şi piesa prelucrată. Gradul de eroziune a materialului depinde de o serie de factori printre care menţionăm: frecvenţa de oscilaţie, durata aplicării cîmpului acustic, intensitatea undei de şoc, tensiunea acustică, natura gazului dizolvat, natura şi temperatura lichidului.

Modul de experimentare

În experimentările efectuate s-a utilizat o maşină de prelucrat cu ultrasunete tip KERRY al cărei echipament ultrasonic este constituit din: un generator de înaltă frecvenţă, un transductor şi un concentrator de energie acustică, la care se ataşează scula.

Generatorul dă o putere sinusoidală la ieşire de 600 W la o frecvenţă de rezonanţă de 15—30 KHz. Transductorul, proiectat să lucreze în rezonanţă, produce oscilaţii longitudinale,

avînd o eficiență de transformare a energiei electrice în energie acustică de aproximativ 55 %. Concentratorul acționează ca un element rezonant, care sporește viteza undelor ultrasonice produsă de transductor. De asemenea poate să sporească amplitudinea de oscilație primită de la transductor, sau să atingă impedanța acustică a transductorului pentru a realiza un transfer maxim de energie acustică. Concentratorul poate determina scula să oscileze la o amplitudine de 6 ori mai mare decît amplitudinea transductorului. Pentru ca eficiența prelucrării cu ultrasunete să fie maximă este necesar ca la partea inferioară a concentratorului să existe un centru al oscilației longitudinale, altfel efectul ultrasunetelor se diminuiază, fiind nul în nodul oscilației.

În industrie se folosesc două tipuri de concentratoare : exponențial și în trepte. În experimentările efectuate s-a utilizat cu precădere concentratorul exponențial executat dintr-un oțel de scule, avînd un anumit raport al diametrelor (D/d) al celor două capete. Diametrul D a fost determinat de transductor, iar diametrul d, de forma și dimensiunile piesei executate, precum și de amplitudinea de oscilație. În cazul concentratorului exponențial, propagarea sunetelui poate fi definită de ecuația diferențială de forma :

$$\frac{\partial^2 \varnothing}{\partial x^2} + \frac{\partial \varnothing}{\partial x}\frac{\partial}{x}(log\,\mathrm{A}) + \frac{\omega^2}{c^2}\varnothing = 0, \qquad (7)$$

în care :

x este distanța de-a lungul axei x a concentratorului;
$\varnothing$ — potențialul de viteze de-a lungul axei x;
A — aria secțiunii concentratorului în orice punct x;
w — frecvența unghiulară ($\omega = 2\pi\nu$);
c — viteza de propagare a sunetului prin concentrator.

Variația secțiunii concentratorului este dată de relația :

$$A = A_0 l^{-mx}, \qquad (8)$$

unde :

A_0 este aria secțiunii concentratorului la capătul mare;
m — constanta care caracterizează modul exponențial de variație a secțiunii în lungul concentratorului.

Lungimea concentratorului s-a calculat cu expresia rezultată, și anume (fig. 3) :

$$L = c'\frac{\pi}{\omega}\sqrt{\frac{1 - m^2 c'^2}{4\omega^2}} \qquad (9)$$

în care : c' este viteza sunetului într-o bară uniformă de lungime $L(= \omega L/\pi)$

Punctele nodale de pe concentrator sînt definite astfel :

$$v = 0 \text{ pentru } \mathrm{tg}\, \omega x/c' = 2\omega/mc' \qquad (10)$$

Amplitudinea de oscilație maximă admisibilă la vîrful sculei s-a determinat cu relația :

$$A = \frac{2\pi F}{\omega^2 \rho \lambda}, \qquad (11)$$

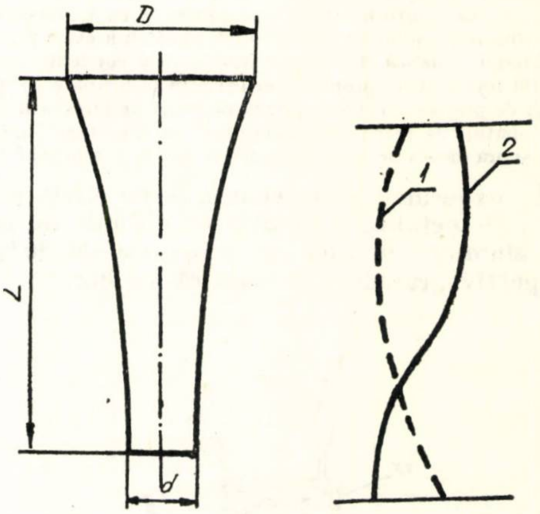


Fig. 3 — Concentrator exponențial cu distribuția tensiunii și amplitudinii;

1 — tensiunea; 2 — amplitudinea; 3 — diametrul concentratorului la contactul cu transductorul; d — diametrul concentratorului la contactul cu scula; L — lungimea concentratorului

în care :

F este rezistența la oboseală a materialului;
λ — lungimea de undă ($= c/\nu$);
ρ — densitatea materialului

În cazul oțelului folosit :

$$\lambda = \frac{5{,}25\cdot 10^5}{20\cdot 10^3} = 26{,}25 \text{ cm}, \qquad (12)$$

iar amplitudinea maximă suportată de concentrator, fără a se rupe, la frecvența de 20 KHz este :

$$\mathrm{A} = \frac{2\cdot 3{,}14\cdot 5{,}5\cdot 10^9}{4\cdot 9{,}86\cdot 400\cdot 7{,}9\cdot 26{,}25} = 33\,\mu\mathrm{m}.$$

Scula propriu-zisă este montată la concentrator prin înșurubare și lipire, iar forma sa geometrică determină profilul găurii ce urmează a fi executată în piesă. Scula trebuie să reziste atît la oscilații cît și la uzură datorită contactului cu piesa și cu granulele abrazive. Rezultatele cele mai bune s-au obținut cu scule executate din oțel-carbon cu conținut scăzut de carbon. De asemenea, s-au mai utilizat și scule executate din oțel inoxidabil. Experimental, s-a constatat că uzura sculei la prelucrarea sticlei este neînsemnată, astfel că aceeași sculă se poate folosi la mai multe prelucrări.

În afara acestui echipament ultrasonic, în experimentările efectuate s-a mai utilizat și aparatură de măsură și control, (voltmetru electronic, manometru, osciloscop, frecvenț-

metru, etc.) pentru controlul parametrilor acustici și tehnologici.

În figura 4 se arată instalația experimentală privind mărirea productivității mașinii de prelucrat cu ultrasunete în condiții de suprapresiune în spațiul de lucru. Instalația se compune dintr-un corp cilindric din oțel (1), închis la partea superioară cu capacul (2), iar la partea inferioară cu placa de bază (3). Concentratorul (4) este prevăzut cu un dispozitiv de etanșare (5) aflat la punctul nodal pentru a evita pierderi de energie acustică. La partea inferioară a concentratorului se află fixată scula propriu-zisă (6) prin înșurubare și lipire. Piesa de prelucrat (7) este prinsă pe masa de lucru a mașinii (8). Spațiul de lucru este înconjurat de suspensia abrazivă (9) asupra căreia acționează o pernă de aer comprimat (10).

În experimentările efectuate pe sticlă și pe carburi metalice s-au utilizat granule de oxid de aluminiu în apă în proporție de 30 % și respectiv granule din carbură de bor.

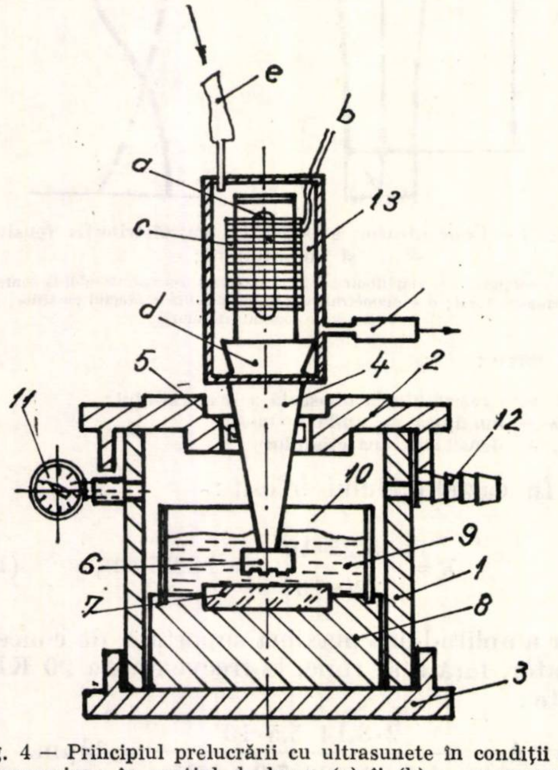


Fig. 4 — Principiul prelucrării cu ultrasunete în condiții de suprapresiune în spațiul de lucru (a) și (b) — propagarea undelor ultrasonice.

1 — Corp cilindric; 2 — capac; 3 — placă de bază; 4 — concentratorul; 5 — dispozitiv de etanșare; 6 — scula; 7 — piesa; 8 — masa mașinii; 9 — vas cu suspensia abrazivă; 10 — perna de aer comprimat; 11 — manometru; 12 — ștuț; 13 — transductorul (a — tole de nichel, b — legăturile electrice, c — bobinaj de excitație, d — piesa de legătură, e — sistem de răcire).

Practic se procedează în felul următor: după ce se stabilește contactul sculă — piesă și începe circulația suspensiei abrazive, se introduce aerul comprimat în spațiul de lucru la presiuni variabile. Cantitatea de material dislocat se determină prin cîntărirea piesei înainte și după fiecare prelucrare atît în condițiile normale de presiune cît și la suprapresiune în spațiul de lucru, menținînd neschimbați ceilalți parametri de lucru. Rezultatele obținute, care arată o creștere accentuată a cantității de material dislocat odată cu mărirea presiunii, sînt trecute în diagrame (fig. 5 și 6), care

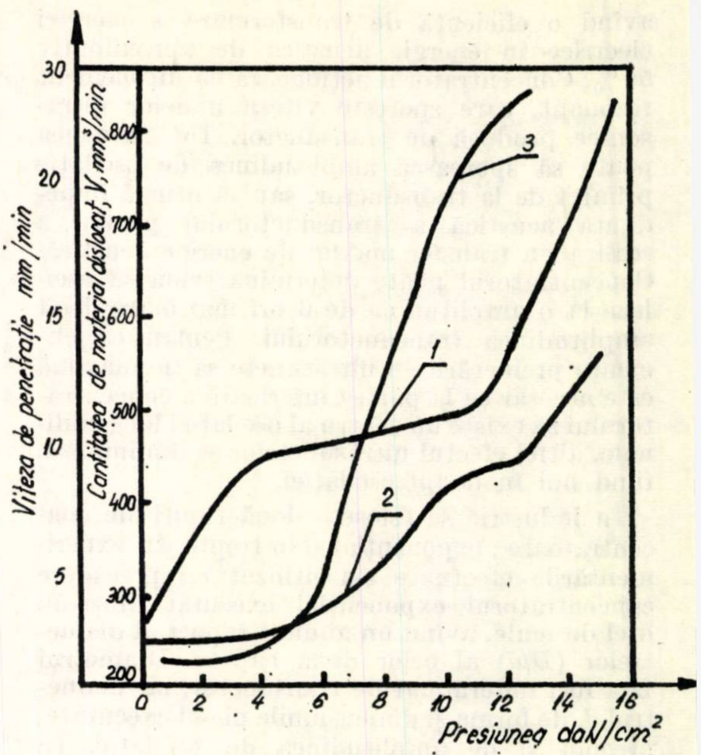


Fig. 5 — Cantitatea de material dislocat în funcție de presiunea din spațiul de lucru: materialul prelucrat: sticla; amplitudinea de oscilație a sculei 0,06 mm; frecvența 18,7 KHz;

curba 1 — concentrația normală de granule abrazive în suspensie; 2 — concentrația mică de granule abrazive în suspensie; 3 — viteza de penetrație.

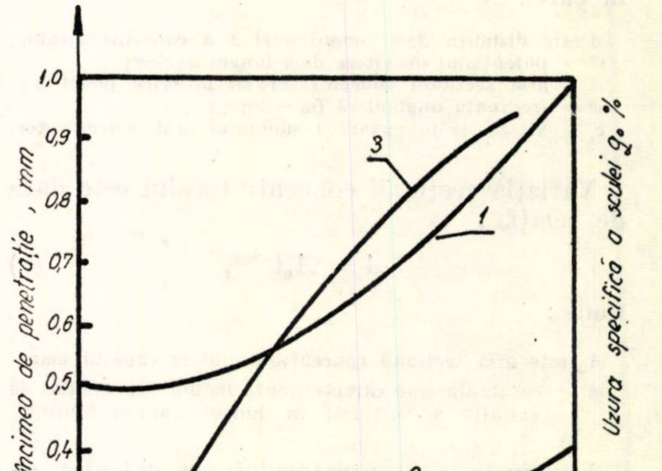


Fig. 6 — Adîncimea de penetrație în raport de presiunea din spațiul de lucru la prelucrarea carburii metalice:

1 — curba obținută la prelucrarea cu carbura de bor cu concentrație normală a granulelor; 2 — concentrația mică de material abraziv în suspensie; 3 — uzura specifică a sculei în procente.

evidenţiază clar creşterea volumului de material dislocat în funcţie de suprapresiunea din spaţiul de lucru.

Din diagrama 5 se observă că prin folosirea unui concentrator exponenţial plin şi a unei scule compacte, valoarea medie a volumului de sticlă dislocată este aproape de trei ori mai mare, la o presiune de 1,6 daN/cm², decît în condiţii normale de presiune.

Creşterea cantităţii de material dislocat la prelucrarea carburii metalice pentru filiere (fig. 6) este mai mică decît în cazul sticlei; totuşi se remarcă o sporire a gradului de prelucrare odată cu creşterea presiunii din spaţiul de lucru.

Efectul suprapresiunii asupra volumului de material dislocat în unitatea de timp se poate explica prin suprimarea treptată a fenomenului de cavitaţie acustică în interstiţiul sculă — piesă, permiţînd astfel sporirea substanţială a numărului de granule abrazive care „acţionează" asupra piesei datorită ultrasunetelor [8], [9].

Unele experimentări efectuate cu concentratoare în trepte, cu găuri, au condus la constatarea că, în acest caz, suprapresiunea nu prezintă o influenţă însemnată asupra gradului de dislocare a materialului. Această situaţie este explicată în literatura de specialitate prin formarea unui vacuum parţial în interiorul sculei, fapt ce anulează efectul produs de suprapresiune.

Trebuie menţionat că atît la prelucrare cu concentratoare exponenţiale cît şi cu cele în trepte, în condiţii de suprapresiune, creşterea amplitudinii de oscilaţie a sculei duce la sporirea volumului de material dislocat. De asemenea, natura, concentraţia şi mărimea granulelor abrazive prezintă o influenţă însemnată în ceea ce priveşte productivitatea prelucrării cu ultrasunete.

Concluzii

1. — Prelucrarea cu ultrasunete a unor materiale dure şi fragile are loc în condiţiile unor efecte complexe legate de impactul granulelor abrazive asupra suprafeţei de prelucrat şi datorită cavitaţiei acustice provocată în interstiţiul sculă-piesă.

2. — Eficienţa prelucrării în condiţii normale de lucru este maximă cînd scula oscilează cu amplitudinea optimă specifică maşinii, mărimii granulelor abrazive şi naturii materialului de prelucrat.

3. — În prezenţa suprapresiunii în spaţiul de lucru, fenomenul de cavitaţie acustică este suprimat treptat, fapt ce duce la creşterea productivităţii prin prelucrarea cu ultrasunete.

4. — Efectul suprapunerii în spaţiul de lucru asupra productivităţii prelucrării este remarcat numai în cazul concentratoarelor şi sculelor compacte, care nu permit formarea de vacuum în interiorul lor.

5. — Datele obţinute din calcule privind volumul de material dislocat sînt în concordanţă cu rezultatele experimentale obţinute la prelucrarea sticlei şi a carburilor metalice folosite la executarea filierelor de trefilare.

6. — Rezultatele preliminare permit să se afirme că prin adoptarea de dispozitive adecvate pentru realizarea de suprapresiuni în spaţiul de lucru se pot îmbunătăţi caracteristicile şi performanţele maşinilor de prelucrat cu ultrasunete a materialelor dure şi fragile.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Armarego, E., Brown, R.*: The Machining of Metals, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1969, pag. 383—397.

[2] *Springborn, P. K.*: Non — Traditional Machining Processes, American Society of Tool and Manufacturing Engineers, Dearborn, Michigan, 1967, pag. 24—38.

[3] *Atanasiu, N., Atanasiu, Z.*: Prelucrarea materialelor cu ultrasunete. Industria uşoară, Nr. 8, 1973, pag. 494—499.

[4] *Neppiras, E. A.*: Ultrasonic machining, in „Modern Workshop Technology", Part 2, Cleaver-Hume Press, 1959.

[5] *Shew, M. C.*: Das Schleissen mit Ultraschall, Microtechnik, 10, Nr. 6, 1956, pag. 257—275.

[6] *Kazantsez, V., Rosenberg, L.*: The Mechanism of Ultrasonic Cutting, Ultrasonics, 3, 1965, pag. 166—174.

[7] *Bulat, T.*: Macrosonic in Industry, Ultrasonics, Vol. 12, Nr. 2, martie 1974, pag. 59—68.

[8] *Barash, M., Watanapogse, D.*: On the Effect of Ambient Pressure on the Rate of Removal in Ultrasonic Machining, International Journal of Mechanical Science, 1970, Vol. 12, pag. 775—779.

[9] *Nanu, A., Isarie, I., Gyursik, P.*: Mărirea productivităţii prelucrării prin eroziune electrică în condiţii de suprapresiune, studiată prin dinamica variaţiei tensiune curent în spaţiul de lucru. Volumul „Tehnologii neconvenţionale în prelucrarea metalelor", Timişoara, 1971, pag. 97—104.

Summary

In this paper are presented the phenomena taking place when machining with ultrasons certain metals and hard and extrahard alloys, as well as brittle materials.

Further to the technological parameters characterizing process efficiency, within the experiments carried out, the efect of overpressure in working space on the volume of dislocated material has been followed up.

The results obtained are showing, that cancelling the accustical cavitation in the tool-part gap, machine output increases in ultrasound processing. Cavitation cancelling is efected through pressure increase in the working space and through the design of concentrators and tools with certain profiles.

Résumé

L'article analyse les phenomènes qui apparaissent pendant l'usinage par ultra-sons des métaux et des alliages durs et extradurs, ainsi que des materiaux friables.

En portant des paramètres technologiques qui caracterisent la productivité du procédé, on a suivi-dans les expérimentations effectuées-l'effet de la surpression de l'espace de travail sur le volume de materiau disloqué.

Les résultats obtenus démonstrent que par la suppression de la cavitation acoustique de l'interstice outil-pièce on fait croitre la productivité des machines à usinage par ultrasons. La suppression de la cavitation est réalisée par l'augmentation de la pression de l'espace de travail et par la projection de concentrateurs et d'outils à certains profils.

Zusammenfassung

In der Arbeit werden die bei Ultraschallbearbeitung einiger Metalle, Hart-und Extrahartlegierungen, sowie Sprödmaterialien vorkommenden Erscheinungen analysiert.

Aus den die Vorgangsleistung charakterisierenden technologischen Parameter herausgehend, in den ausgeführten Experimenten verfolgte man die Auswirkung des Überdrucks im Arbeitsraum auf das Volumen von versetzten Material.

Die erzielte Ergebnisse zeigen, dass durch den Wegfall des akustischen Hohlraums von Werkzeug-Werkstück-Spalt, steigt die Produktivität der Ultraschallbearbearbeitungsmaschinen. Der Wegfall des Hohlraums wird durch Drucherhöhung im Arbeitsraum und durch Entwurf von Verdichtern und Werkzeugen bestimmter Profilen erzielt.

Резюме

В статье анализируются феномены которые производится к ультразвуковой переработке некоторых мелаллов, твёрдых и сверхтвёрдых сплавов и ломких материалов.

Отправляя от технологических параметров которые характеризует продуктивность процесса, в исполняемых экспериментированиях добывается следствие избыточного давления из рабочего пространства на обьёма расшатывающего материала.

Полученные результаты демонстрируют что отмена окустической кавитации из зазора инструмент — деталь выращивает продуктивность ультразвуковых обрабатывающих станков.

Отмена кавитации осуществляется сквозь увеличение давления рабочего пространства и проектирование концентраторов и станков опредленных разрезов.

CZ: 621.791.927

Utilizarea laserului în prelucrarea materialelor

Ing. Rodica Geogloman, tehn. pr. Carol Romak – I.C.P.T.C.M. – Bucureşti

Introducere

Se vorbeşte în general — şi pe bună dreptate — de o pătrundere spectaculoasă a utilizării laserului în multe domenii de activitate, care fără îndoială constituie o revoluţionare a tehnicii actuale. Fenomenul de amplificare a luminii prin emisia simulată a radiaţiilor, într-un cuvînt „laserul'' se studiază în sute de laboratoare din întreaga lume, multe rezultate nefiind date publicităţii. Din primele momente ale descoperirii sale, laserul a fost imaginat să fie folosit ca suport de transmitere a informaţiilor în telecomunicaţii, domeniu unde de fapt se aplică pe scară largă. Savanţi şi cercetători de renume mondial au demonstrat însă că această descoperire epocală, de dată destul de recentă, poate să aducă mari foloase omenirii nu numai în domeniul telecomunicaţiilor ci şi în prelucrări sau suduri de materiale, ajutări de precizie a rezistenţelor, măsurători în telemetrie, holografie, echilibrări statice şi dinamice, în medicină, biologie, etc. (tabelul 1).

PROPRIETATILE LASERULUI UTILIZATE PENTRU DIFERITE APLICATII

Tabelul 1

Proprietăți ale laserului / Aplicații	Monocromatism	Divergentă scăzută	Număr redus de moduri de generare ale emisiei	Coerentă	Energie mare a fascicolului emis	Eficientă	Tipuri de lasere (mediu activ)
Măsurători	●		●	●			He-Ne
Alinieri	●	●					He-Ne
Holografie	●		●	●			Rubin, YAG-Nd He-Ne, Argon
Găurire	●	●			●	●	Rubin, sticlă-Nd YAG-Nd
Tăiere	●	●			●	●	CO_2
Sudură	●	●			●	●	CO_2, Nd-YAG, Rubin, sticlă-Nd.

În cadrul preocupărilor actuale de aplicare și introducere în industria constructoare de mașini a unor noi surse de energie, s-au inițiat și efectuat, în ultimii ani, cercetări complexe privind utilizarea laserului în prelucrări de materiale, sector de care ne vom ocupa în continuare. Aplicarea rezultatelor obținute pînă în prezent cît și direcțiile de cercetare a eforturilor ce se depun în acest domeniu sînt în mare măsură condiționate de o bună corelare a activităților de cercetare, cu solicitările concrete ale industriei. În descrierea care urmează vor fi prezentate unele generalități privind principiul de prelucrare cu laser, o serie de posibilități tehnologice și domenii de utilizare a laserului în prelucrări de materiale precum și unele instalații aferente realizate în țară.

1. Generalități privind principiul de prelucrare cu laser

Starea de echilibru a unui atom este determinată de echilibrarea forțelor electrice de atracție dintre electroni și nucleu. Dacă unui electron i se transmite o anumită cantitate de energie, el poate fi ridicat pe un nivel mai înalt neocupat creîndu-se în această situație așa-numita stare de excitație. Revenirea la nivelul inițial — potrivit teoriei cuantice — se face prin cedarea energiei primite sub formă de cuantă de radiație, cu emisie de lumină.

Propagarea în spațiu a acestei energii se face sub formă de unde electromagnetice, caracterizate prin : lungime de undă „λ", frecvență „ν" și viteză de propagare „c" care este egală cu 300.000 km/s. Producerea radiațiilor de energie se poate face fie de la sine și în acest caz avem de a face cu o emisie spontană, fie prin amorsare de către o radiație de frecvență potrivită, cînd obținem emisie stimulată.

În procesul de generare a laserului (fig. 1) și în utilizarea acestuia pentru prelucrări de materiale este important de reținut :

— atomii unei substanțe (mediu activ) trebuie aduși într-o stare în care majoritatea lor să fie la nivelele energetice superioare. Fenomenul reprezintă o inversiune a ocupării nivelelor energetice, iar procesul respectiv este așa-numita inversare a populării cu electroni ;

— energia radiației folosită pentru excitarea stării atomului (radiația de pompare a energiei) trebuie să fie egală cu energia pe care electronul ar emite-o în procesul emisiei spontane ;

— desexcitarea unui număr cît mai mare de atomi se face

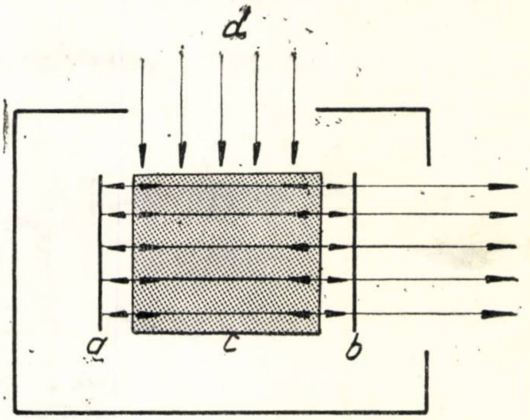


Fig. 1 — Schema de principiu a generării laserului :
a — placă opacă cu reflexie totală ; b — placă ușor transparentă și reflectantă, paralelă cu placa „a" ; c — material activ ; d — radiația de pompare ; e — fascicul laser.

cu ajutorul unui rezonator optic asemănător interferometrului Perot-Fabry, compus din două suprafețe, total și parțial reflectorizante (fig. 1) și care permite un număr de reflexii destul de mare, traversînd mediul activ ;

— radiațiile de pompare și laser sînt emise simultan cu aceeași fază și frecvență, respectiv cu aceeași lungime de undă dînd astfel caracterul de monocromatism, coerență și directivitate al radiației laser.

Dispozitivul laser (fig. 2) se compune — în principiu — din : *mediul activ* care poate fi solid (monocristale din rubin, sticlă — Nd, YAG), lichid sau gaz (CO_2, He, Ne), un *sistem de excitare a mediului activ* — respectiv o sursă de lumină — și un reflector de concentrare a luminii în mediul activ (cavitate de excitare) și un *rezonator optic și sursa de alimentare* pentru sistemul de excitare a mediului activ.

În funcție de modul de generare a energiei de pompare, se poate obține un regim de funcționare continuu și în impulsuri. Obținem

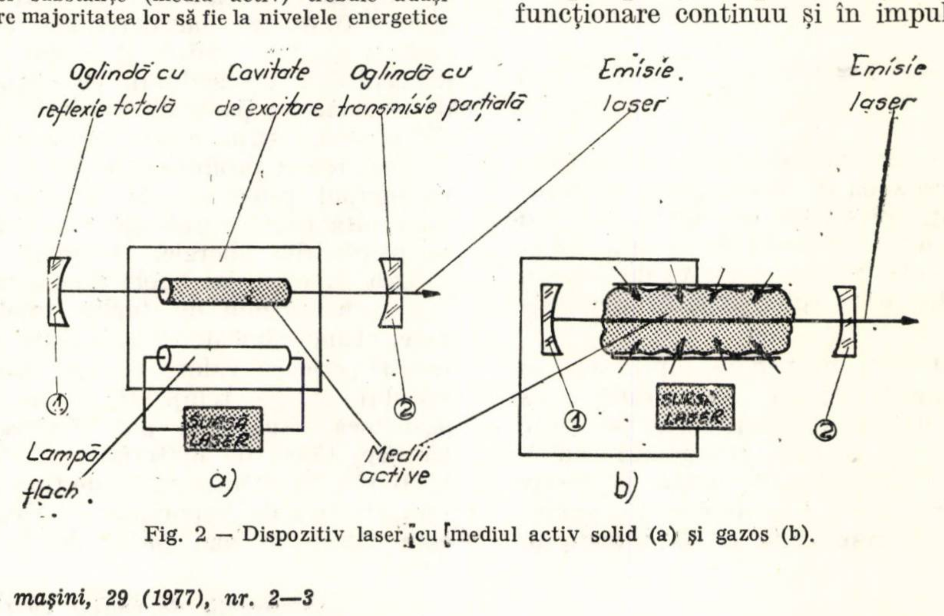


Fig. 2 — Dispozitiv laser cu mediul activ solid (a) și gazos (b).

o emisie monomod (fig. 3) atunci cînd radiaţia laser este emisă sub forma unei unde cu o anumită frecvenţă. Cînd emisia se face sub forma unei suprapuneri de unde cu frecvenţe şi distribuţii spaţiale diferite ale instensităţii, care nu păstrează o relaţie de fază fixă între

de la planul focal pînă la planul în care diametrul fasciculului rămîne aproximativ constant;

$$h = \frac{d}{2\,\mathrm{tg}\,\alpha} \cong 1{,}22\,\lambda \frac{f^2}{D^2} \qquad (3)$$

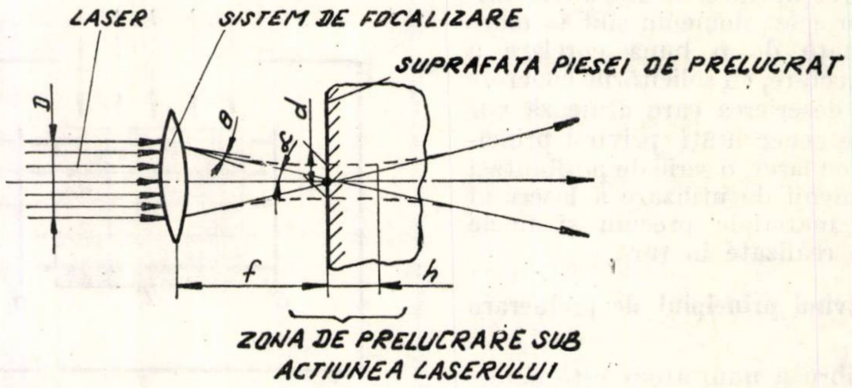


Fig. 3 — Focalizarea unui fascicul laser pe suprafaţa unei piese de prelucrat.

ele, laserul este **multimod.** Cu cît numărul de moduri a emisiei este mai redus, cu atît concentrarea unui fascicol laser are o energie mai mare.

Datorită proprietăţilor sale laserul poate fi focalizat în suprafeţe de lumină de dimensiuni foarte mici şi cu energii foarte mari. După cum se observă în figura 3, folosind un sistem de focalizare cu distanţa focală f, fasciculul laser de diametrul D, va fi deviat cu un unghi α, (fără o valoare precisă) care prezintă o nedeterminare în mărimi θ (dată de principiul lui Rayleigh) astfel,

$$\theta \cong 1{,}22 \frac{\lambda}{D} \qquad (1)$$

unde : λ = lungimea de undă a laserului.

În planul focal, dimensiunea suprafeţei focalizate va fi :

$$d = f \cdot \theta \cong 1{,}22\ \lambda \frac{f}{D} \qquad (2)$$

Reiese că dimensiunea suprafeţei focalizate, care de fapt este zona de interacţiune a laserului cu suprafaţa piesei de prelucrat, este cu atît mai mică cu cît lungimea de undă a radiaţiei este mai mică. Din acest punct de vedere, laserul cu mediu activ solid prezintă avantaje mai mari.

Trebuie avut însă în vedere faptul că, în cazul cînd distanţa focală este redusă prea mult, apar aberaţiile de sfericitate pe de o parte, iar pe de altă parte se micşorează adîncimea cîmpului de radiaţie focalizată, respectiv adîncimea de prelucrare. Această mărime, notată în figura 3 cu h, reprezintă de fapt distanţa

Adîncimea de pătrundere trebuie să fie suficient de mare, deoarece poziţionarea piesei nu se poate face întotdeauna exact în focar. Din relaţia (3) se observă că adîncimea creşte proporţional cu diametrul focalizat (d), însă la diametre mici scade densitatea fluxului de energie, astfel ;

$$F = \frac{4E}{\pi \cdot d^2 \cdot \tau}, \qquad (4)$$

unde :

E = energia totală a radiaţiei ;
τ = durata de timp în care s-a emis energia E :
d = diametrul suprafeţei focalizate.

Deci, pentru asigurarea unui proces de prelucrare optim, distanţa focală trebuie astfel determinată încît să asigure un compromis între o adîncime de pătrundere a cîmpului de radiaţie, focalizată, cît mai mare şi un diametru al suprafeţei focalizate cît mai mic.

Enunţîndu-se considerentele de mai sus, trebuie avut în vedere şi faptul că în timpul concentrării fasciculului pe suprafaţa piesei de prelucrat, o parte din radiaţie este absorbită de material prin efect fotoelectric intern şi în acest caz se produce o creştere a temperaturii în cîmpul radiaţiei, de ordinul a 10.000°C, iar o altă parte a radiaţiei este reflectată, deci se pierde din energie. În aceste situaţii pot apărea în material unele fenomene cum sînt :

a) — fenomenul de **topire totală cu volatizare,** atunci cînd densitatea fluxului de energie este superioară valorii la care suprafaţa materialului atinge temperatura de fierbere. În asemenea situaţii se pot efectua operaţii de găurire, tăieri de materiale, ajustări de rezistenţe etc. Pentru densităţi de flux de 10^6 w/cm², temperatura de vaporizare a oricărui material este atinsă în mai puţin de 10^{-6} s. Uzual,

densitatea fluxului de energie pentru operaţiile de găurire, depăşeşte 10^6w/cm^2, iar durata impulsului incident este de 0,3...1 ms.

b) — **fenomen de topire parţială,** atunci cînd densitatea fluxului de energie (de valori sub 10^6w/cm^2), ridică temperatura suprafeţei materialului pînă aproape de temperatura de fierbere, şi care se utilizează la efectuarea operaţiilor de sudare. Durata impulsului incident este de 1...2 ms.

c) — În procesul de găurire, chiar şi utilizînd un număr mare de impulsuri, se observă un fenomen de **saturare a adîncimii de pătrundere.** Această saturare este determinată de faptul că la adîncimi mari radiaţia este absorbită mai puternic în materialul vaporizat, încît numai o parte a energiei ajunge la suprafaţa piesei de prelucrat.

La diametre mici şi adîncimi mari, materialul evaporat începe să se depună în mare măsură pe pereţii găurii. În cazul cînd se măreşte diametrul, pentru aceeaşi densitate de flux, puterea radiaţiei trebuie crescută proporţional cu pătratul diametrului —(4). În mod curent se obţin găuri cu raportul dintre adîncime şi diametru de 5...15 ori, iar prin utilizarea de impulsuri repetate cu avansarea suprafeţei de focalizare în concordanţă cu adîncimile intermediare rezultate, raportul respectiv ajunge pînă la maximum 25.

În prelucrările cu laser se obţin productivităţi foarte mari, întrucît procesul respectiv se produce practic instantaneu (durata unui impuls laser este de 0,3...1,5 ms). Datorită acestui fapt, deformarea termică în timpul prelucrării este neglijabilă (în special pentru suduri sau perforări de table, fire foarte subţiri etc.). Zona influenţată termic este de ordinul unei zecimi din diametrul prelucrării.

Avînd în vedere atît caracteristicile energetice ale fasciculului laser, cît şi cele termofizice ale materialului de prelucrat, pentru o instalaţie laser în impulsuri, se poate aprecia valoarea productivităţii (exprimată în mm^3/min sau gr/min) după relaţia :

$$Q = \eta_{pr} \frac{E \cdot K_{mat} \cdot n_{imp}}{\rho[c(T_t - T_0)]L_t}, \qquad (5)$$

unde :

η_{pr} = coeficient de productivitate care ţine cont de constanta fizică a mediului ambiant, caracteristicile sistemului optic al utilajului etc. ;
E = energia radiaţiei ;
K_{mat} = coeficient care este determinat de capacitatea de absorbţie a materialului ;
n_{imp} = frecvenţa impulsurilor ;
ρ = greutatea specifică a materialului ;
c = viteza luminii ;
T_t = temperatura de topire a materialului ;
T_0 = temperatura materialului la începutul prelucrării ;
L_t = temperatura specifică de topire.

Din relaţia de mai sus se observă că productivitatea este determinată în principal, de energia radiaţiei şi frecvenţa impulsurilor.

Frecvenţa impulsurilor în cazul prelucrărilor cu laser este :

$$n_{imp} = \frac{1}{t_1} + \frac{1}{t_2}, \qquad (6)$$

unde :

t_1 = timpul dintre două impulsuri determinat de regimul de lucru al mediului activ ;
t_2 = timpul de generare şi de durată a unui impuls.

Exemplu : pentru o instalaţie laser cu sticlă—*Nd*, t_1 este variabil în 6 trepte (5...120 s), iar t_2 variabil, în limitele 0,5...2 ms.

Energia radiaţiei este funcţie de o serie de factori specifici utilajului ; ceilalţi parametrii depind de materialul prelucrat.

Efectuarea experimentărilor a arătat că la prelucrări în inox şi aluminiu, productivitatea este în medie de 20 mm^3/min, iar pentru carburi de wolfram şi tantal este de 10 mm^3/min.

2. Posibilităţi tehnologice şi domenii de utilizare a laserului în prelucrări

În prelucrările cu laser, duritatea materialului nu are nici o influenţă, singura condiţie fiind ca materialul respectiv să fie suficient de receptiv la absorbţia radiaţiei. Aşadar utilizarea laserului este posibilă pentru prelucrarea oricărui material : oţeluri înalt aliate, foarte dure sau tratate termic, carburi metalice, materiale ceramice, diamante, rubine ş.a.

Operaţiile mai uzuale efectuate cu laser sînt : perforările de orificii cilindrice (tabelul 2) de dimensiuni sub 1,5 mm pînă la 0,005 mm, pentru produse cum sînt : filiere din diamant sau carburi pentru trefilat sîrmă, sisteme de găuri în inox şi tantal pentru filiere din industria textilă, duze, lagăre din rubin pentru ceasornicărie, diafragme etc.

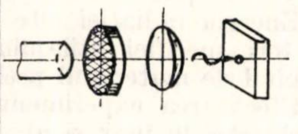
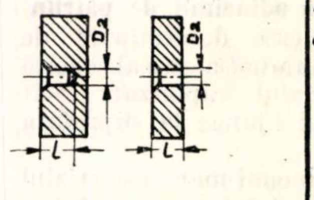
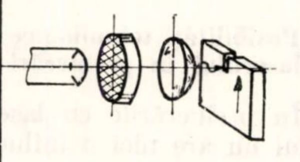
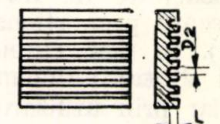
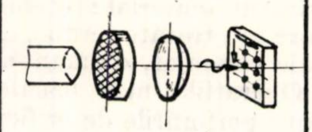
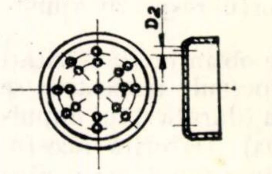
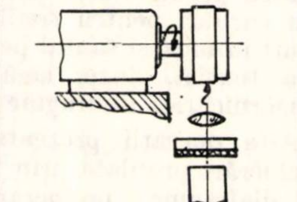
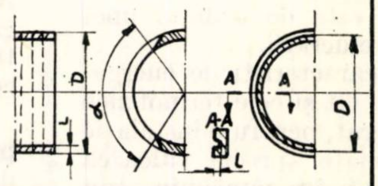
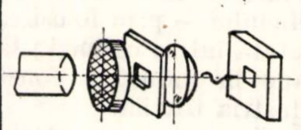
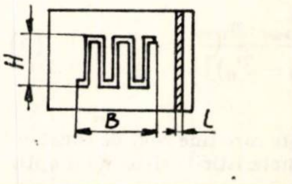
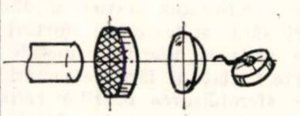
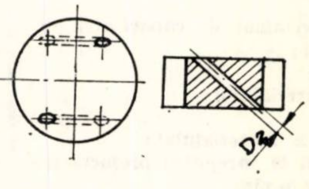
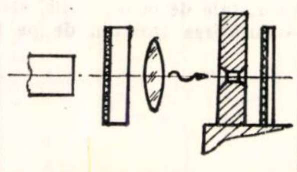
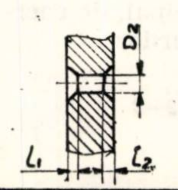
Alte operaţii prezentate (tabelul 2) sînt : prelucrări profilate prin utilizarea unui sistem de diafragme ; prelucrări de orificii sub un unghi de înclinare faţă de suprafaţa piesei ; prelucrări de conuri — la intrarea şi ieşirea orificiului — prin folosirea energiei radiaţiei reflectată într-o oglindă ; tăierea semifabricatelor plane în industria constructoare de nave şi industria textilă.

În funcţie de caracteristicile şi tipul laserului se mai pot efectua şi alte operaţii cum sînt :

— ajustarea rezistenţelor de precizie 0,1 ... 0,5 % în industria electronică şi de calcul ;
— echilibrarea statică şi dinamică a pieselor cu turaţii mari fără aplicare de eforturi mecanice ;
— sudarea diferitelor metale şi aliaje subţiri în îmbinări foarte variate şi fără deformări ;
— sferoidizarea oxizilor refractari în industria nucleară pentru obţinerea de sfere foarte mici din oxid de toriu ;
— prelucrarea de circuite integrate în industria electronică şi de calculatoare ;
— fracturarea controlată pentru materiale ceramice, ferite, monocristale de cuarţ, safir, etc.
— curăţirea izolaţiei de pe firele subţiri şi costisitoare.

POSIBILITATI TEHNOLOGICE DE PRELUCRARE A PIESELOR CU LASER

Tabelul 2

Denumirea operatiei	Schema de prelucrare	Piesele tip	Exemplu de produse
1	2	3	4
Prelucrări de găuri înfundate Prelucrări de găuri străpunse			Filiere pentru trefilat din diamante și carburi de wolfram. - Duze - Bucse - Lagăre din rubine pentru ceasornicare.
Tăierea, debitarea semifabricatelor Prelucrări de caneluri			- Ecrane pentru aparatură optică și electronică.
Prelucrări de sisteme de orificii			Filiere pentru industria textilă din tantal inoxidabil.
Tăierea semifabricatelor cilindrice. Tăierea de canale Prelucrarea adânciturilor cilindrice			Piese din industria de mecanică fină, electronică și electrotehnică.
Prelucrări de profilare			Microcircuite imprimate Filiere profilate pentru industria textilă
Prelucrări de găuri sub un unghi față de suprafața semifabricatului.			Piese din acționări hidraulice, pneumatice
Prelucrarea canalelor de intrare și ieșire a găurii.			Filtre din inox pentru industria chimică.

Mai recent au fost sporite performanţele tehnologice ale laserelor de prelucrare prin realizarea unor sisteme ce permit prelucrarea simultană a două pînă la şase găuri sau suduri. Sistemul este compus dintr-o serie de oglinzi care divizează şi reflectă fasciculul central pe direcţiile dorite.

In cazuri speciale, cînd prelucrarea trebuie făcută simultan în două sau mai multe părţi opuse şi unde, deci, nu mai poate fi utilizat sistemul prezentat mai înainte, se foloseşte un sistem numit „multisectron" care asigură dirijarea fasciculelor prin dispozitive distincte. Asemenea sisteme sînt de natură să sporească interesul pentru utilizarea mai largă a laserului, să conducă la creşterea rentabilităţii lui în procesele de prelucrare.

La utilizarea laserului pentru prelucrări, este importantă determinarea condiţiilor optime de prelucrare, adică alegerea în mod judicios a elementelor tehnologice şi constructive ale instalaţiei laser precum şi regimul de prelucrare. De exemplu, pentru operaţia de găurire, instalaţia şi regimul de lucru trebuie să fie în funcţie de diametrul şi adîncimea de prelucrare.

Ţinînd seamă de cerinţele industriei noastre, au fost făcute cercetări vizînd realizarea unor microperforări sub 1 mm pe diamante necesare în procesul de trefilat sîrmă, pentru filiere din industria textilă şi pentru alte produse folosite în industria optică şi mecanică fină.

Evaluarea parametrilor prelucrării, prin relaţii simple cu considerarea dimensiunilor suprafeţei de focalizare a laserului şi a adîncimii de prelucrare, nu este posibilă din cauza proceselor termofizice complexe care au loc la acţiunea laserului pe suprafaţa materialului de prelucrat.

Din analiza experimentărilor efectuate a reieşit că factorii de bază care influenţează dimensiunile geometrice ale găurii sînt: energia de pompare, coeficientul de transparenţă a oglinzii de ieşire de la rezonatorul optic, distanţa focală a obiectivului de focalizare, diametrul diafragmei de lucru şi numărul de impulsuri.

In funcţie de mărimile acestor parametri se obţin diverse forme de găuri, înfundate sau străpunse. Dependenţa — determinată experimental — a lui D_2 de parametrii principali (fig. 4 a, b, c, d) se poate exprima prin variabilele:

$$D_2 = f(U, \tau_e, d_d, F) \tag{7}$$

în care:

U = tensiunea pe condensatori;
τ_e = coeficientul de transparenţă a oglinzii de ieşire;
d_d = diametrul diafragmei;
F = distanţa focală a obiectivului pentru focalizare.

Pentru evaluarea influenţei parametrilor principali de prelucrare vom proceda la analizarea fiecăruia, după procedeul de a menţine variabil cîte unul singur de fiecare dată şi constanţi ceilalţi parametrii, după cum urmează:

Valoarea lui D_2 în funcţie de tensiunea pe condensatori (fig. 4 a) va fi:

$$D_2 = K_1U + a_1 \tag{8}$$

unde:

$$K_1 \text{ şi } a_1 = f(\tau_e, d_d, F)$$

Rezultă că la o tensiune pe condensatori mai mare, respectiv o energie a radiaţiei mărită, se obţine o creştere a diametrului. In acelaşi timp se obţine şi o creştere a adîncimii de prelucrare, însă într-o proporţie mai redusă. Forma găurii este influenţată de mărimea energiei de radiaţie. S-a observat că pe măsura micşorării energiei, partea cilindrică a găurii devine conică.

Dependenţa lui D_2 în funcţie de diametrul diafragmei (fig. 4 b) se defineşte prin relaţia:

$$D_2 = a_2 (1 - e^{-K'} \cdot d_d) \tag{9}$$

unde a_2 şi K' sînt coeficienţi care ţin cont de caracterul neliniar al variaţiei parametrului D_2. In general prin utilizarea diafragmelor se obţin prelucrări de dimensiuni mai mici, cu reducerea diametrului diafragmei.

Variaţia diametrului D_2 în raport cu distanţa focală a obiectivului este liniară (fig. 4 c) şi se poate scrie:

$$D_2 = K_2F + a_2 \tag{10}$$

unde:

$$K_2 \text{ şi } a_2 = f_2(U, \tau_e, d_d)$$

Deci, atunci cînd creşte focala, creşte atît diametrul D_2 cît şi adîncimea de prelucrare. După cum s-a arătat mai sus trebuie să fie delimitat domeniul de variaţie a distanţei focale; prin experimentări acesta se încadrează între 15... 70 mm. Schimbarea formei prelucrărilor se explică prin valorile diferite apărute pentru adîncimea de perforat, care scade odată cu avansarea procesului de lucru.

Experimental, s-a determinat că pînă la o anumită creştere a numărului de impulsuri dimensiunile prelucrării cresc, în special adîncimea. Peste acest număr, care este determinat de calitatea materialului şi energia laserului, *variaţia dimensiunilor este mai redusă* (fig. 4 d)

Precizia prelucrării depinde de calitatea sistemului optic al dispozitivului laser şi de precizia de poziţionare a piesei de prelucrat. Experimental au fost determinate abaterile de la diametrul prelucrat faţă de valoarea sa nominală. Acestea se plasează sub 15 % din diametru. De exemplu o perforare de 0,02 mm are o

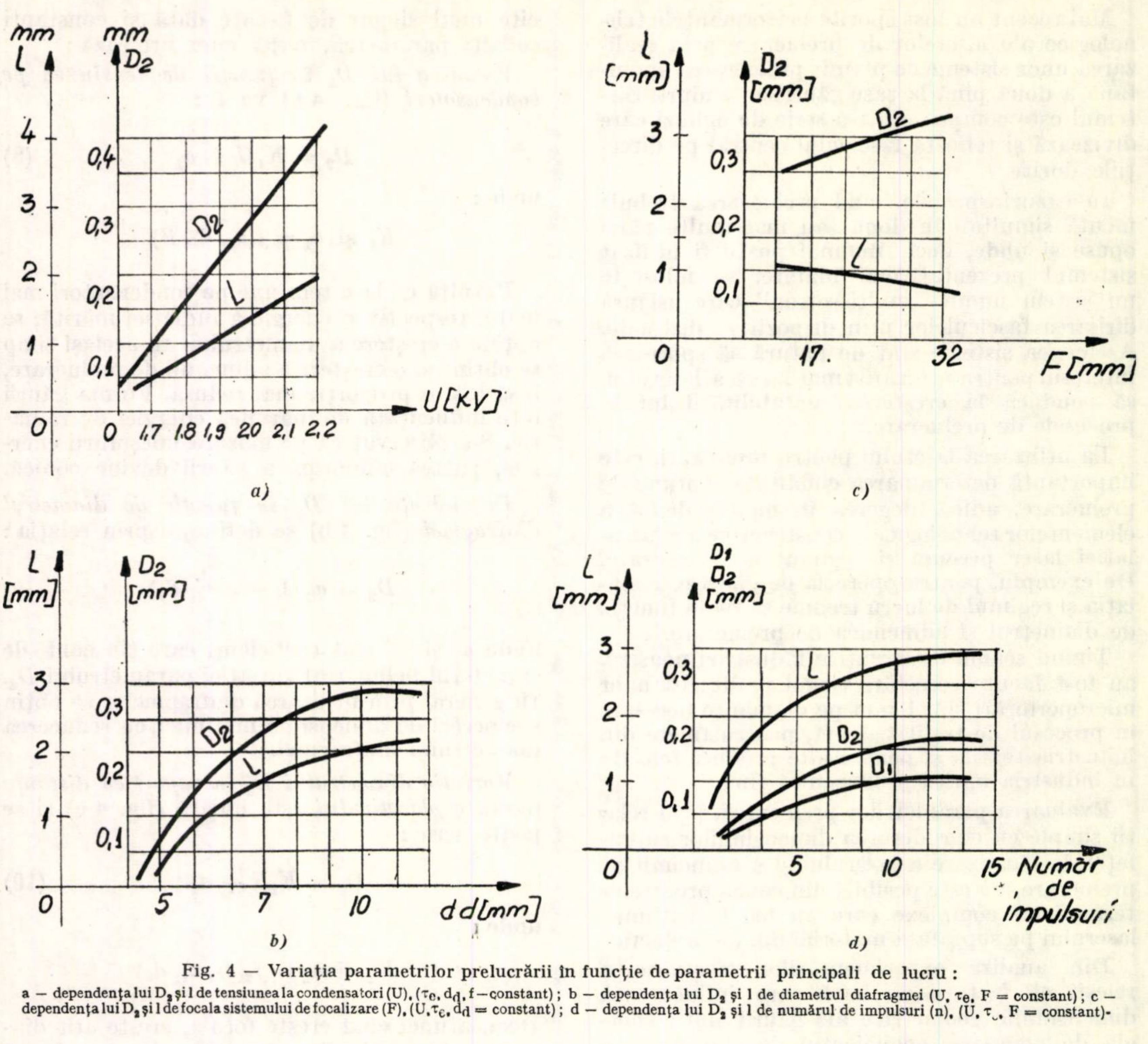


Fig. 4 — Variaţia parametrilor prelucrării în funcţie de parametrii principali de lucru :
a — dependenţa lui D_2 şi l de tensiunea la condensatori (U), (τ_e, d_d, f — constant) ; b — dependenţa lui D_2 şi l de diametrul diafragmei (U, τ_e, F = constant) ; c — dependenţa lui D_2 şi l de focala sistemului de focalizare (F), (U, τ_e, d_d = constant) ; d — dependenţa lui D_2 şi l de numărul de impulsuri (n), (U, τ_e, F = constant).

abatere medie de la diametru de aproximativ 0,003 mm.

Calitatea suprafeţelor prelucrate depinde în mare măsură de energia fasciculului laser, numărul de impulsuri şi capacitatea de absorbţie a materialului de prelucrat. In general se obţin calităţi de suprafeţe de ordinul 3,2...0,4.

Atît din exemplele de mai sus, cît şi din cele prezentate la capitolul 2, se poate vedea că utilizarea instalaţiilor laser de prelucrare nu este indicată pentru orice material, pentru orice grosime a acestuia sau pentru orice dimensiune a suprafeţei de sudat sau găurit. În general, cu asemenea instalaţii de prelucrează economic numai acele materiale care nu pot fi prelucrate, sau sînt dificil de prelucrat, prin procedeele clasice. Găurirea, care alături de sudare este una din cele mai des întîlnite operaţii de prelucrare pe asemenea instalaţii, se poate face în condiţii bune pentru un diametru începînd cu 0,005 mm — ceea ce cu procedee convenţionale nu este posibil, iar grosimea materialului ce se prelucrează poate ajunge pînă la 3 mm.

Atît abaterile de formă ale găurilor realizate cît şi calitatea suprafeţei acestora, pot fi substanţial îmbunătăţite în condiţiile utilizării combinate a procedeului de prelucrare cu laser şi finisare cu ultrasunete. Acest mod de prelucrare, este în prezent utilizat peste tot acolo unde calitatea găurii obţinute cu instalaţia laser nu satisface şi în special la realizarea filierelor din carburi şi diamant.

3. Instalaţii laser de concepţie românească pentru prelucrări

O industrie modernă, la nivelul tehnicii mondiale, presupune introducerea de noi tehnologii, metode de muncă şi utilaje perfecţionate, cu înalte productivităţi şi în special cu performanţe tehnice dintre cele mai avansate. Plecînd de la aceste considerente la alegerea tipului de laser

în concepţia noastră s-au avut în vedere următoarele :

— utilizarea laserului în prelucrări pe plan mondial funcţie de proprietăţile lui principale (tabelul 1) ;
— realizările româneşti în domeniul generării laserului ;
— acoperirea unui domeniu de prelucrări, necesar industriei româneşti.

Pe baza cercetărilor efectuate în ţară în domeniul laserului, s-au realizat instalaţii laser pentru prelucrări, de concepţie românească. Rezultatele obţinute ating performanţele utilajelor similare realizate pe plan mondial. În continuare facem o prezentare sumară a principalelor caracteristici tehnice a instalaţiei LASEROM-01 :

— Elementul activ . . sticlă dopată cu Nd
— Lampă de excitaţie . tub de descărcare în xenon
— Lungimea de undă emisă . . . . $\lambda = 1{,}06\ \mu m$
— Energia max. utilă a fascicolului laser . . 10 J
— Durata impulsului laser . . . . 0,3...1 ms (pentru găurire). 1...2 ms (pentru sudare)
— Tensiunea la condensatori (continuu reglabilă). . . . . 0,9...3 KV
— Mod de lucru : — manual : impuls după impuls, acţionat prin pedală sau buton
— automat : cu programator de impulsuri
— Numărul de impulsuri :
— în regim continuu (acţionare manuală). . . . oricîte
— în regim cu stop programat (acţionare automată) 1...9 impulsuri sau oricîte impulsuri (în limitele siguranţei de funcţionare a dispozitivului laser)
— Perioada de repetiţie a impulsurilor (reglabilă continuu) 2...180 s
— Sistemul de răcire cu apă distilată :în circuit închis de apă distilată, răcită cu apă curentă.
— Puterea aparentă instalată . . . . . . 1,3 KVA

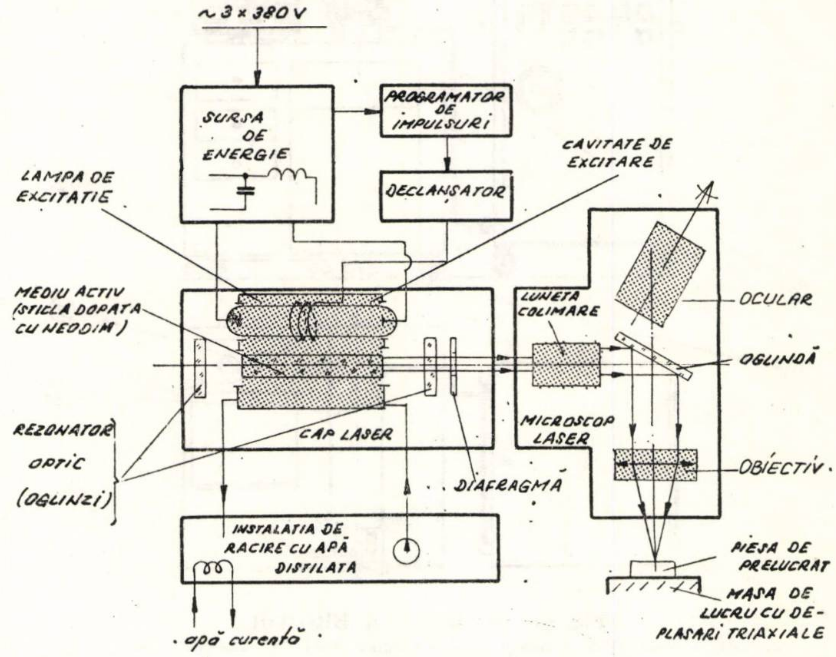


Fig. 5 — Schema de principiu a instalaţiei laser pentru prelucrări, LASEROM-01.

O vedere de ansamblu a instalaţiei este prezentată în figura 6.

Partea electrică şi electronică a instalaţiei (1, 6) o asigură lampa de excitaţie cu energia de pompare necesară generării laserului, sub formă de impulsuri electrice reglabile ca amplitudine, energie, durată şi număr de impulsuri. Sursa de energie este prevăzută cu un redresor pentru livrarea unei tensiuni continuu reglabile şi încărcarea a unui sau mai multor condensatori de energie. Descărcarea condensatorilor prin lampa de excitare se face în mod manual prin buton sau pedală şi automat prin programatorul de impulsuri (7). Dispozitivul laser, asigură generarea fascicolului (10), colimarea (4) şi focalizarea (2) pe suprafaţa piesei de prelucrat.

Pentru focalizarea laserului, sînt prevăzute două obiective cu distanţe focale diferite şi

interschimbabile în funcţie de natura prelucrărilor de efectuat. Poziţionarea şi fixarea piesei se face pe masa de lucru (5), cu dispozitive de lucru specifice profilului piesei şi prelucrării de efectuat. Vizarea suprafeţei de prelucrat se face printr-un ocular tip microscop (3),

instalaţiei LASEROM-01, subliniem următoarele avantaje ce le conferă acest procedeu:

1 – posibilitatea prelucrării de orificii înfundate şi străpunse de dimensiuni foarte mici şi în materiale dure;

2 – zona afectată termic este practic neglijabilă;

3 – permite prelucrarea unor materiale fragile, laserul neexercitînd forţe fizice asupra piesei în timpul prelucrării;

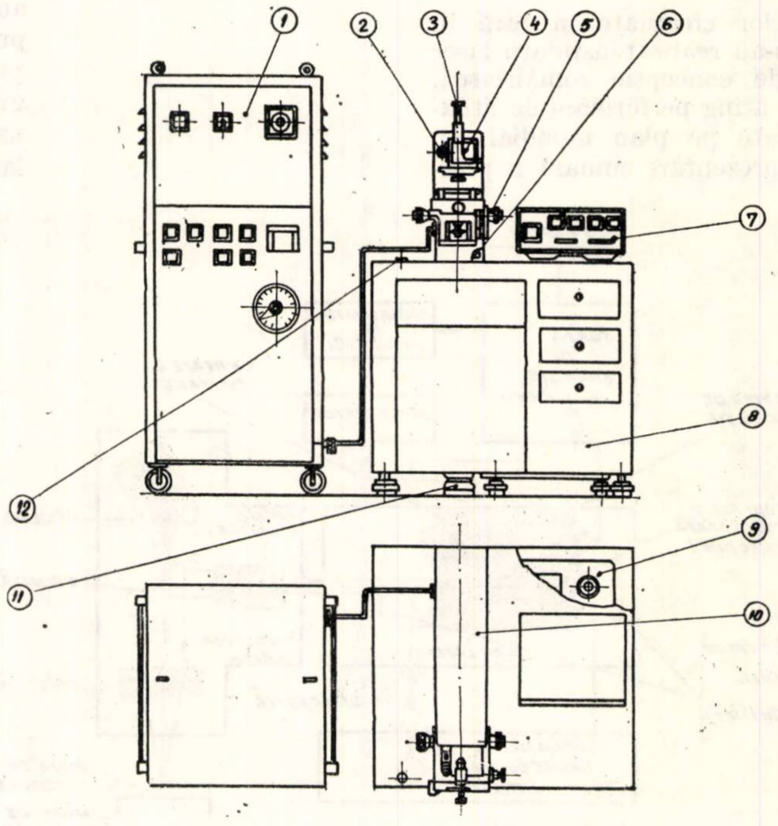


Fig. 6 — Instalaţia LASEROM-01:

1 — instalaţia electrică pentru alimentarea laserului; 2 — sistemul optic de focalizare laser; 3 — sistemul optic de vizare a locului supus prelucrării; 4 — sistemul de colimare a radiaţiei laser; 5 — masă de lucru cu deplasări triaxiale; 6 — bloc de declanşare a impulsurilor; 7 — programator de impulsuri; 8 — masă tip birou; 9 — sistemul de răcire cu apă distilată pentru capul laser; 10 — cap laser care cuprinde cavitatea de excitare şi rezonatorul optic; 11 — pedală de comandă; 12 — buton de comandă manuală.

atît pentru poziţionare cît şi pentru urmărirea procesului de prelucrare. Instalaţia de răcire cu apă distilată (9) asigură o funcţionare optimă a lămpii de excitaţie şi mediului activ. Instalaţia poate efectua operaţii de sudare şi de găurire de dimensiuni între 0,010...0,800 mm, iar în funcţie de diametrul găurilor pe adîncimi pînă la 3 mm (max. 4 mm) în materiale dure.

Ca pentru orice produs, instalaţie sau procedeu nou, introduse în fabricaţie, este foarte importantă analiza economică, privind rentabilitatea introducerii în producţie, cunoscîndu-se că în anumite condiţii, dată fiind importanţa deosebită pentru economia naţională, se admit şi produse speciale, aşa cum este o instalaţie laser dar care au o influenţă pozitivă şi hotărîtoare asupra altor procedee de prelucrare în obţinerea bunurilor materiale.

Avîndu-se în vedere aceste considerente, cît şi economia de valută care se face prin utilizarea

4 – cantitatea de energie a laserului poate fi controlată cu precizie în timpul prelucrării;

5 – productivitatea prelucrărilor cu laser este foarte mare ajungînd în condiţiile de automatizare a proceselor auxiliare prelucrării la rezultate nemaiîntîlnite în alte procedee clasice (peste 600 de perforări oră);

6 – laserul poate fi trecut prin ferestre, în camere cu gaz e sau vidate pentru produse mai pretenţioase; este chimic pur şi nu există pericol de contaminare în timpul procesului de lucru.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Suminov, V. M., Promişlov. E. V., Schorcebschi, A. K.*: Detalii ale prelucrării cu laser.

[2] *Drgănescu, Dr. V., Comaniciu, N., Axinie, C., Gutu, I.*: Prelucrarea materialelor cu laser – Sinteză documentară.

[3] *Schalfer, G.*: Laserul în prelucrarea metalelor, American Machinist Iuly 1, 1975.

[4] *Dewez, M.*: Laserul cu cristal în maşini-unelte. Machine Moderne, mai 1975.

[5] *Kobyasni, A.*: Microgăurirea cu laser a materialelor nemetalice. Finonimechanika Mikrotechika, RPU, 7/1973.

[6] * * *: Progrese mari în aplicaţii laser pentru producător şi beneficiar, Messen – Prüfen, RFG, 8/1975.

Summary

Among the numerous laser applications in nowadays technique, its utilization on world scale in tooling, field, has surpassed the threshold of research laboratories.

In this context there are presented : the principle of tooling with laser; the technological possibilities and the field of the process utilization in machine building industry.

At the same time the preocupations and achievements, of I.C.P.T.C.M. in co-operation with I.F.A. in this field, respectively the instalation with laser, of Romanian conception, for tooling are presented.

Zusammenfassung

Unter den vielfältigen Laseranwendungen in der heutigen Technik hat seine weltweite Verwendung im Bereich von Metallbearbeitung die Greuzen des Versuchslabors überschritten.

In diesem Zusammenhang wird das Laserbearbeitungsprinzip, sowie die Anwendungsgebiete dieses Verfahrens in der Maschinenbauindustrie dargestellt.

Zugleich werden auch die Beschäftigungen und Ergebnisse der Zusammenarbeit von I.C.P.T.C.M. und I.F.A. auf diesem Gebiet, und zwar line Laserbearbeitungs anlage rumänischer Konzeption dargestellt.

Résumé

Parmi les multiples applications du laser dans la technique actuelle, son emploi dans le domaine des usinage a dépassé le phase de laboratoire de recherche.

L'article présente le principe d'usinage à laser, les possibilités technologiques et les domaines de l'emploi du procédé dans l'industrie des constructions mécaniques

En même temps on y présente les préoccupations et les réalisations de l'ICPTCM en collaboration avec l'IFA dans le domaine de l'installation du laser de conception roumaine, employé pour les usinage.

Резюме

Среди многочисленных применений лазера в современной технике, употребление его в мировом маштабе в области переработок уже давно перешагнуло порог лабораторий по изысканию.

Авторы показывают принцип переработки при посредстве лазера, технологические возможности и области употребления этого способа в промышленности машиностроения.

Также показываются деятельность и достижения ICPTCM в сотрудничестве с IFA в этой области, а именно устройство румынского лазера для переработок.

Notă

Confrom precizărilor autorilor, la articolul ,,*Probleme privind proiectarea și montajul capetelor de distribuție de la turbinele hidraulice de tip Kaplan*", din nr. 11/1976, pag. 561, explicațiile figurilor se modifică după cum urmează :

1. Desenul notat ,,fig. 2" primește explicația : Fig. 4 — Forme constructive ale capului de distribuție.
2. Desenul notat ,,fig. 3", primește explicația : Fig. 5 — Suprafețe de centrare și montaj pentru principalele piese ale capului de distribuție.
3. Desenul notat ,,fig. 4" primește explicație : Fig. 7 — Verificarea centrării coloanei de distribuție.
4. Desenul notat ,,fig. 5" primește explicația : Fig. 8 — Fixarea tijei capului de distribuție.
5. Desenul notat ,,fig. 6" primește explicație : Fig. 9 (a, b, c) — Fazele montării și verificării principalelor piese ale capului de distribuție.
6. Desenul notat ,,fig. 7" primește explicația : Fig. 2 — Raportul 1 $d_t = f(d_t)$.
7. Desenul notat ,,fig. 8" primește explicația : Fig. 3 — Alegerea jocului în bucșe, $d = f(d_t', d_t)$.
8. Desenul notat ,,fig. 9 — a, b, c"" primește explicația Fig. 6 — Debitul pierdut prin bucșe, Qp, $Qpe = f(d_t', d_t, \Delta_p)$.

TÎRGURI ȘI EXPOZIȚII

LEIPZIG'77 : Pentru comerț mondial neîngrădit și pentru progres tehnic.

Leipzigul și-a deschis din nou porțile! Timp de o săptămînă, între 13 și 20 martie, ,,orașul tîrgurilor" va fi iarăși capitala comerțului mondial și a informațiilor științifice și tehnice, în spiritul înțelegerilor cuprinse în documentele finale de la Helsinki. În acest sens Leipzigul oferă toate condițiile : 9000 de participanți din peste 60 de țări expun pe o suprafață de 340 000 m² produse industriale și bunuri de consum pentru 500 000 de vizitatori din 100 de țări.

Bunul renume și atractivitatea în continuă creștere ale acestei tradiționale manifestări internaționale sînt subliniate, la actuala ediție, **de marele număr al expozanților**, de numărul sporit **de perfecționări și realizări, de rezultatele promițătoare ale cooperării economice internaționale, precum și de participarea — în premieră — a unor state, cum ar fi R. P. Mozambic, Iranul, Filipinele și altele**.

Țara gazdă se remarcă și de această dată prin varietatea și — mai ales — prin calitatea ofertei : 4200 de întreprinderi comerciale și industriale participă la tîrg cu produse moderne, de înalt randament și mare productivitate.

După cum se știe, la tîrgurile de primăvară principala pondere o deține domeniul construcțiilor de mașini. Astfel, producția **de mașini-unelte și scule** a R.D.G. este reprezentată de o selecție de circa 60 de exponate, care exprimă semnificativ stadiul de dezvoltare al subramurii respective. Firma de comerț exterior ,,WMW-Export-Import", care în ultimii 20 de ani a livrat 220 000 de mașini, prezintă, printre altele, o linie de fabricație a unor piese sudate, pentru mașini agricole. Aceste piese se forjează cu ajutorul presei de matrițat cu manivelă PKXW 2500.1. Procedeul, care constituie o noutate în tehnica forjării, asigură o creștere a productivității muncii de 1—1,3 ori.

Tot din cadrul grupei ,,Mașini speciale" menționăm **strungul pentru cilindri de laminor**

DXWK 1000/3 NC 450, caracterizat printr-o mare funcţionalitate, **maşina de laminat profiluri UPW.63.1**, care se distinge prin adaptabilitate optimă la condiţiile de lucru şi **maşina de alezat orizontal B VFX 2 W**, cu mare randament şi grad înalt de finisare.

În subramura **maşinilor grele**, firma Invest Export expune o maşină de trefilat sîrmă laminată din oţel, caracterizată printr-un randament ridicat şi o calitate a produsului finit superioare produselor similare actuale. Utilajul ocupă un spaţiu redus şi prezintă un nivel scăzut de zgomot.

Un alt punct de atracţie îl constituie standurile cu exponate din industria agro-alimentară. Este vorba de sisteme complete de maşini pentru prelucrarea industrială a cerealelor şi a plantelor furajere, care permit — cu un consum minim de muncă — transportarea şi prelucrarea rapidă a recoltei, evitînd pierderile prin însilozare.

În domeniul electrotehnicii şi electronicii oferta R.D.G. este susţinută de un program valoros prezentat de o serie de întreprinderi de comerţ exterior, printre care „BME-GmbH" şi „VEB Carl Zeiss Jena". Se remarcă agregatele Diesel electrice şi servomotoarele de curent continuu VEM. Acestea din urmă permit înlocuirea transmisiilor tradiţionale la maşinile-unelte, ceea ce reprezintă o contribuţie însemnată în dezvoltarea acestei industrii.

Peste 300 de întreprinderi de comerţ exterior din ţările socialiste vor prezenta la tîrgul de primăvară produse superioare, ceea ce va constitui o bună premisă pentru comerţ şi colaborare.

Se remarcă, în primul rînd, Uniunea Sovietică. Pe o suprafaţă de 12 000 m², 35 de întreprinderi de comerţ exterior prezintă o expoziţie colectivă cu produse industriale moderne. Conform tradiţiei ultimilor ani, într-un sector separat al pavilionului sovietic, va fi prezentă o nouă republică unională — R.S.S. Gruzină. Însă punctul de atracţie îl constituie expoziţia consacrată aniversării a 20 de ani de la lansarea primului sputnik. Alături de originalul acestuia, sînt expuse modele identice de nave spaţiale (Molnjia 1 şi Meteor) şi staţii automate interplanetare (Orbita, Mars 3).

România participă la actuala ediţie cu o expoziţie complexă, axată în special pe produse din domeniile construcţiei de maşini grele, maşini-unelte, electrotehnicii şi automatizării. Sînt prezente o serie de întreprinderi de comerţ exterior cunoscute pe plan extern, printre care Maşinexporimport, Mecanoexportimport, Universal Tractor, Industrialexport, Electronum, Electroexportimport şi Contrasimex. Oferta de tîrg a ţării noastre, pe de o parte, ilustrează cooperarea tehnico-economică dintre R.S.R. şi R.D.G., pe de altă parte creează condiţii optime pentru dezvoltarea colaborării dintre cele două state. Astfel, menţionăm **strungul DRT-5060 şi încărcătorul hidraulic TIH 445**, realizate în comun de specialiştii români şi germani. Sînt expuse strunguri, maşini de frezat şi găurit, compresoare, centrale telefonice şi accesorii, aparate de măsură, electromotoare de ultimul tip, agregate de sudare, transformatoare de măsură şi tehnică TV. Pe suprafaţa de tîrg neacoperită constructorii de maşini români prezintă locomotive diesel şi diverse tipuri de vagoane (construite special pentru R.D.G.), tractoare pentru agricultură şi economia forestieră, combine, instalaţii de foraj şi sonde.

Pe baza acordului comercial de lungă durată pentru anii 1976—1980, comerţul exterior dintre ţările noastre va creşte considerabil. Totodată va spori considerabil. Totodată va spori ponderea produselor livrate pe baza convenţiilor de specializare şi cooperare.

S-a făcut iarăşi remarcată accentuarea interesului manifestat de largi cercuri economice din ţările în curs de dezvoltare şi din ţările capitaliste, faţă de relaţiile economice permanente cu statele din sistemul socialist. Alături de cele 26 de ţări capitaliste avansate (printre care R. F. Germania, S.U.A., Anglia, Franţa, Japonia, Suedia, Italia, Austria, Belgia şi altele) însumînd 2100 de firme, participă — cu expoziţii colective oficiale sau expozanţi particulari — 20 de ţări în curs de dezvoltare, ceea ce subliniază — încă o dată — renumele tîrgului de la Leipzig, ca centru al relaţiilor economice dintre răsărit şi apus.

INDEX ALFABETIC PE AUTORI

Construcţia de Maşini, anul 28 (1976)

A

Abrihan, T.: nr. 5, p. 241
Amza, Gh.: nr. 3, p. 163
nr. 10, p. 510
Andersen, B. W.: nr. 3, p. 147
Andreescu, D.: nr. 11, p. 537
Antonescu, S.: nr. 3, p. 167
Artimon, G.: nr. 8, p. 420, p. 423, p. 432
Atanasiu, N.: nr. 10, p. 523
Avram, M.: nr. 1, p. 30
Axinte, El.: nr. 8, p. 428

B

Babiciu, I.: nr. 5, p. 245
Badea, S.: nr. 10, p. 530
Badea, V.: nr. 2, p. 93
Baicu, St.: nr. 1, p. 11
Banu, Val.: nr. 3, p. 147, p. 159
nr. 9, p. 490
Barth, L.: nr. 7, p. 377
Bălţatu, M.: nr. 10, p. 501
Benedek, St.: nr. 7, p. 380
Berces, I.: nr. 7, p. 349, p. 353
Berinde, V.: nr. 7, p. 395
Beschia, R.: nr. 7, p. 386
nr. 12, p. 584
Bizdună, I.: nr. 9, p. 471
Boboş, I.: nr. 5, p. 255
Bocian, I.: nr. 6, p. 313
Boer, N.: nr. 10, p. 493
Bratu, C.: nr. 8, p. 442
Burdubuş, Fl.: nr. 9, p. 471

C

Calea, Gh.: nr. 2, p. 100
nr. 3, p. 163
Căsăndroiu, T.: nr. 5, p. 284
Chiculiţă, I.: nr. 8, p. 423
Chira, I.: nr. 8, p. 442
Chircă, D.: nr. 1, p. 5
Chiriac, R. E.: nr. 5, p. 284
Chiricuţă, I.: nr. 8, p. 408
Chiriţă, V.: nr. 10, p. 493
Cimpoiaş, I.: nr. 5, p. 263
Ciobanu, M.: nr. 4, p. 198
Cojocaru, V.: nr. 8, p. 432
Coman, Gh.: nr. 2, p. 65, p. 93
Constantinescu, A.: nr. 8, p. 403
Constantinescu, Eug.: nr. 5, p. 276
Constantinescu, I.: nr. 7, p. 356, p. 361
Costea, Gh.: nr. 8, p. 418
Crăsneanu, A.: nr. 9, p. 471
Crişan, H.: nr. 1, p. 25, p. 42
Crişan, I.: nr. 9, p. 449
Cucu, Fl.: nr. 3, p. 159
Czibula, R.: nr. 7, p. 356, p. 361

D

Danciu, C.: nr. 9, p. 457
Demian, Tr.: nr. 12, p. 627
nr. 3, p. 125, p. 159
nr. 9, p. 490
Demian, D.: nr. 1, p. 25
Dimitrescu, D.: nr. 9, p. 485
Doboş, F. I.: nr. 3, p. 155
Donea, C.: nr. 9, p. 471
Dorin, Al.: nr. 2, p. 76, p. 84
nr. 9, p. 479
Drăgan, I.: nr. 10, p. 493
Drăgănescu, Fl.: nr. 2, p. 84
Drăgoi, Fl.: nr. 8, p. 412
Drimer, D.: nr. 9, p. 485
Drugă, L.: nr. 1, p. 2, p. 42
Dulămiţă, T.: nr. 1, p. 2, p. 5
Dumitraş, C.: nr. 10, p. 504, p. 528
Dumitrescu, D.: nr. 9, p. 451

E

Elekeş, C.: nr. 2, p. 114
nr. 6, p. 301
Epureanu, C.: nr. 8, p. 432
Ereazu, St.: nr. 5, p. 272
Erlich, D.: nr. 10, p. 496
Evghenide, C.: nr. 1, p. 45

F

Ferrario, G.: nr. 3, p. 167
Filip, I.: nr. 1, p. 19

G

Georgescu Cocoş, St.: nr. 1, p. 25
nr. 10, p. 513
Geru, N.: nr. 1, p. 5
Gheorghiţă, L.: nr. 11, p. 569
Gheorghiu, Cl.: nr. 8, p. 423
Gherghuş, N.: nr. 9, p. 457
Ghiţă, M.: nr. 9, p. 471
Gladcov, P.: nr. 2, p. 68, p. 90
nr. 6, p. 327
Goos, W.: nr. 12, p. 610
Grecu, Eug.: nr. 9, p. 490
Grigoriu, Th.: nr. 12, p. 595
Grosu, R.: nr. 1, p. 5
Grosu, R.: nr. 4, p. 198
Grovu, M.: nr. 4, p. 187, p. 208, p. 234
Grozewski, St.: nr. 5, p. 298
Gurgu, O.: nr. 1, p. 2, p. 45

H

Hortopan, I.: nr. 10, p. 523

I

Iliescu, P.: nr. 1, p. 5
Ilisei, M.: nr. 12, p. 617
Iliuc, I.: nr. 12, p. 589
Ioanid, C.: nr. 4, p. 232
Ionescu, A.: nr. 9, p. 476, p. 485
Ionescu, G.: nr. 1, p. 42
Ionescu-Muscel, S.: nr. 3, p. 136

K

Karalis, St.: nr. 2, p. 72
Kostrakievici, S.: nr. 9, p. 490
Koşa, St.: nr. 7, p. 349, p. 353
Kraus, D.: nr. 4, p. 189
Krause, W.: nr. 3, p. 128

M

Manea, Gh.: nr. 12, p. 581
Maniu, Al.: nr. 10, p. 496
Marin, M.: nr. 1, p. 5
Marincescu, M.: nr. 8, p. 436
Matache, V.: nr. 3, p. 163
Mălăcea, M.: nr. 10, p. 496
Memet, G.: nr. 10, p. 496
Micu, C.: nr. 3, p. 159
Militaru, C.: nr. 10, p. 528
Miloiu, G.: nr. 6, p. 313, p. 315
Mircescu, I.: nr. 3, p. 163
Morait, R.: nr. 1, p. 30
Moraru, V.: nr. 6, p. 334, p. 339
Moroșanu, V.: nr. 5, p. 245
Moțoiu, R.: nr. 9, p. 455, p. 471

N

Nagy, P.: nr. 9, p. 466
Nahlich, A.: nr. 11, p. 537, p. 546
Neaga, C.: nr. 11, p. 551, p. 557
Nechita, I.: nr. 4, p. 202
Negrea, B.: nr. 11, p. 556
Nemțan, I.: nr. 4, p. 216
Nicolaescu, D.: nr. 9, p. 462, p. 487
Nistor, E.: nr. 3, p. 174
Niță, D.: nr. 1, p. 50, p. 54
Niță, P.: nr. 10, p. 523
Nogea, V.: nr. 1, p. 25
Nor, L.: nr. 8, p. 428

O

Oprea, I.: nr. 6, p. 344
Oprea, V.: nr. 4, p. 181
Opriș, C.: nr. 1, p. 5

P

Padar, P.: nr. 8, p. 423
Palffy, C.: nr. 2, p. 105
Panait, Gh.: nr. 6, p. 339
Pantea, V.: nr. 1, p. 1, p. 2, p. 42
Paraschiv, I.: nr. 9, p. 476, p. 485
Paraschiv, V.: nr. 9, p. 485
Paris, A.: nr. 9, p. 485
Pastia, A.: nr. 11, p. 546
Pavelescu, D.: nr. 12, p. 603
Petre, I.: nr. 12, p. 617
Petrescu, Al.: nr. 5, p. 255
Petrescu, N.: nr. 4, p. 208, p. 213, p. 234
Petrescu, V.: nr. 8, p. 436
Petrov, V.: nr. 9, p. 466
Pereș, Gh.: nr. 12, p. 623
Pop, V.: nr. 10, p. 496
Popescu, A. V.: nr. 10, p. 519
Popescu, Fl.: nr. 5, p. 272
Popescu, I.: nr. 2, p. 72
Popescu, I.: nr. 3, p. 141
Popescu, M.: nr. 1, p. 54
Popescu, O.: nr. 3, p. 151

R

Radu, A.: nr. 1, p. 42
Raicu, A.: nr. 6, p. 331
Raicu, V.: nr. 5, p. 289
Rădoi, I.: nr. 8, p. 408
Rădulescu, D.: nr. 3, p. 155
Rău, I.: nr. 4, p. 189
Răzvan, C.: nr. 8, p. 412
Riposan, I.: nr. 8, p. 442
Roșu, G.: nr. 11, p. 575
Rösner, H.: nr. 3, p. 128
Rusu, St.: nr. 2, p. 80

S

Savin, Gh.: nr. 4, p. 187
Savu, M.: nr. 8, p. 442
Sălăjan, C.: nr. 12, p. 623
Săvescu, A.: nr. 1, p. 19
Schor, Vl.: nr. 5, p. 289
Scurtu, V.: nr. 2, p. 72
Segărceanu, M.: nr. 5, p. 284
Sofroni, L.: nr. 8, p. 403
Solacolu, M.: nr. 1, p. 25
Solomon, C.: nr. 5, p. 272
Spineanu, G.: nr. 3, p. 132
Spineanu, U.: nr. 3, p. 132
Stanciu, I.: nr. 4, p. 198
Stoian, L.: nr. 1, p. 36
Stroescu, Al.: nr. 6, p. 339

T

Tache, V.: nr. 2, p. 72
Târcolea, C.: nr. 9, p. 476, p. 485
Teodoreanu, M.: nr. 9, p. 457
Tofan, M. C.: nr. 4, p. 208, p. 213, p. 234
Togănel, G.: nr. 4, p. 228
Tripșa, I.: nr. 8, p. 401
Tudor, D.: nr. 3, p. 125

Ț

Țigănilă, El.: nr. 8, p. 412

U

Udrea, C.: nr. 3, p. 155
Ursache, M.: nr. 1, p. 5

V

Varga, I.: nr. 7, p. 380
Vasile, T.: nr. 1, p. 45
Vasilescu, C. A.: nr. 12, p. 627, 628
Vasiliu, D.: nr. 5, p. 263
Vasiloiu, A.: nr. 1, p. 19
Vătășan, Al.: nr. 4, p. 225
Velicsek, Stw.: nr. 7, p. 380
Ven, St.: nr. 4, p. 216
Vida, M.: nr. 8, p. 408
Vișan, A.: nr. 10, p. 504
Vlase, A.: nr. 2, p. 87
Vlasie, Val.: nr. 6, p. 322
Voștinariu, A.: nr. 11, p. 561
Vulpe, V.: nr. 12, p. 623

Z

Zgură, Gh.: nr. 2, p. 84
Ziman, Gh.: nr. 7, p. 395

W

Wiener, Ul.: nr. 9, p. 457

PARTENERUL EUROPEAN AL LUMII:

A II-A EXPOZITIE EUROPEA-NĂ DE MAȘINI-UNELTE CU PARTICIPARE INTERNAȚIONALĂ

INFORMAȚII:

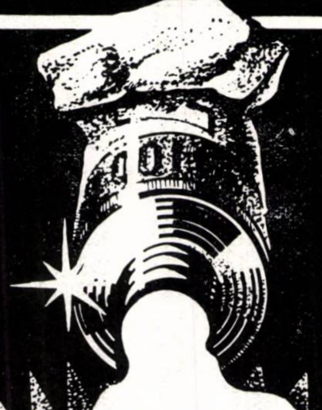
Generalkommissariat der 2.EMO
Messegelände, D — 3000
Hannover 82
Telefon: (0511)891
Telex: Hannover 922 728

PUBLICOM

2.EMO

2. EMO HANNOVER 20-29.9.1977

PASTELE CU DIAMANT
FABRICATE IN U.R.S.S.



FOLOSITE
CU SUCCES LA SUPRAFINISAREA.
RODAREA ŞI LUSTRUIREA SUPRAFEŢELOR
MATERIALELOR METALICE ŞI NEMETALICE FRAGILE

- Pastele cu diamant măresc randamentul muncii şi reduc rugozitatea suprafeţelor prelucrate.
- Ele pot fi folosite în egală măsură la prelucrarea mecanică precum şi la cea manuală a pieselor.
- Pastele cu diamant sînt fabricate :
  - * în două tipuri: - solubile în solvenţi organici - O;
    - solubile în apă - B ;
  - * în trei concentraţii: 2, 5 şi 10% ;
  - * cum şi sub formă de granule de 11 dimensiuni.

Pentru orice informaţii
scrieţi la următoarea adresă:

V/O STANKOIMPORT
34/79, Str. Obrucev
117839, Moscova V-342, URSS
Telefon: 334.76.00 ; 334.75.00
Telex: 7691 ; 7692 ; 7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM

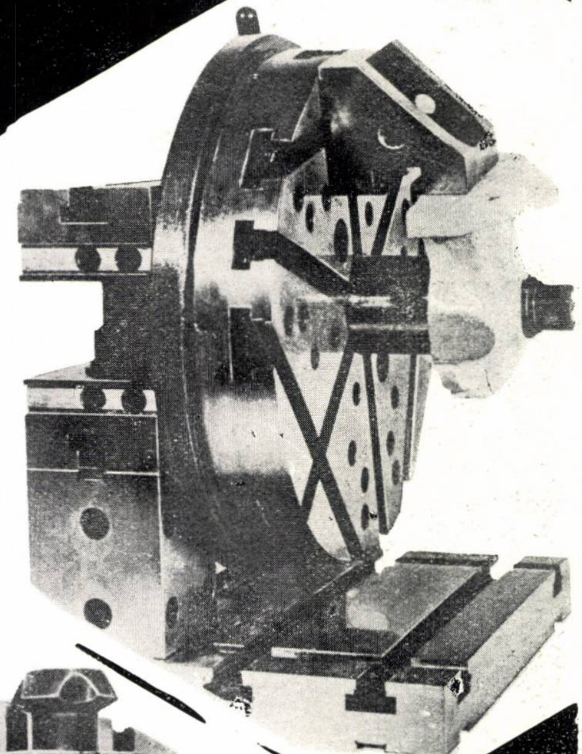
BACURI
DE ALEZARE CU
REGLARE MICROMETRICA

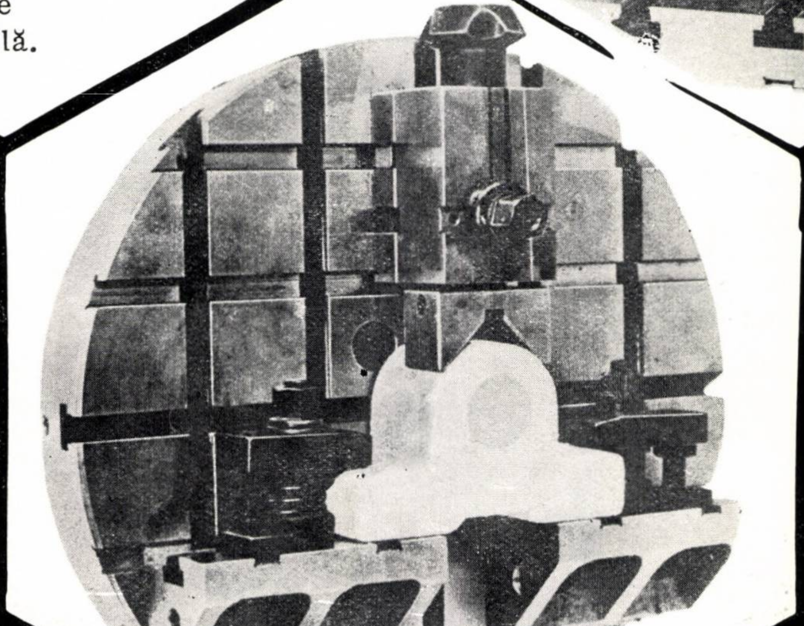
Utilizarea bacurilor de alezare oferă următoarele avantaje :

- înaltă precizie şi calitate superioară a suprafeţei găurilor prelucrate;
- creşterea productivităţii muncii;
- îmbunătăţirea calităţii prelucrării;
- punerea în funcţiune simplă şi rapidă a sculei la dimensiunea dorită.

Calitatea, fiabilitatea şi durata de funcţionare a bacurilor noastre de alezare sînt asigurate prin :

- tehnologia de fabricaţie minuţios elaborată;
- utilizarea oţelurilor aliate de duritate excepţională.





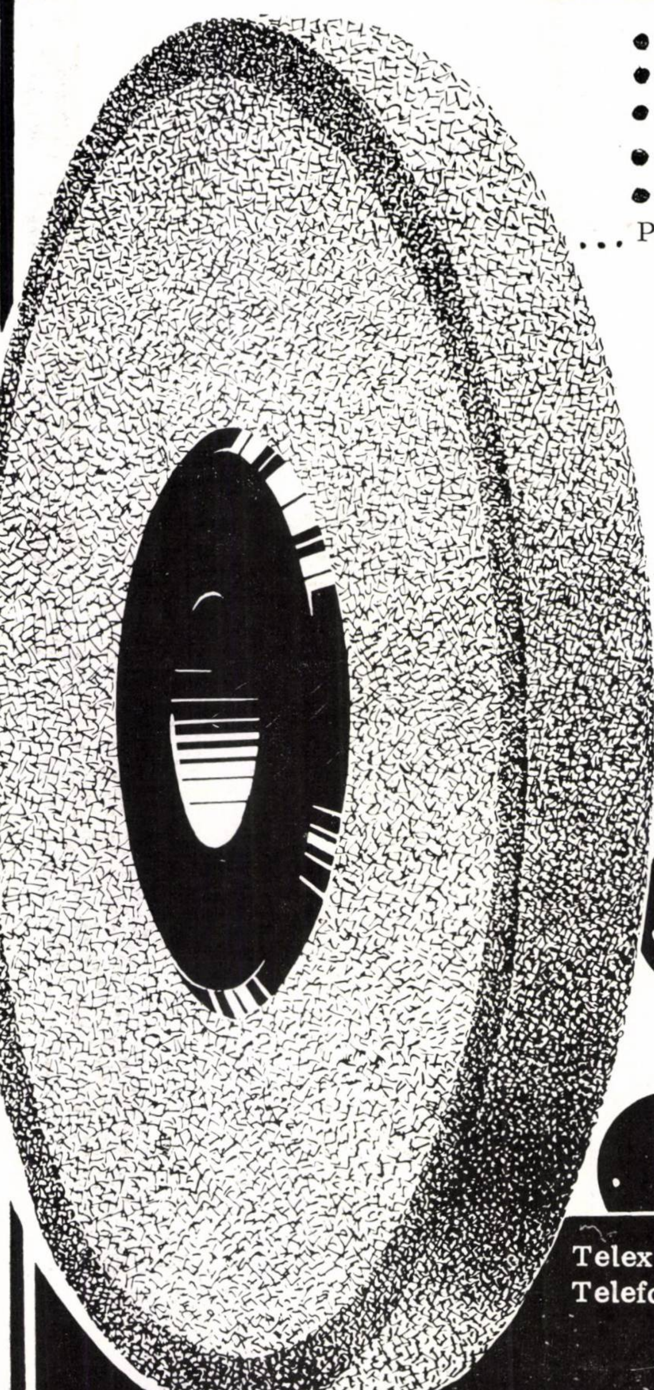
Exportator:

V/O STANKOIMPORT
34/79, str. Obrucev
Moscova 117839, U.R.S.S.
Telefon: 334.76.00; 334.75.00
Telex: 7691; 7692; 7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM

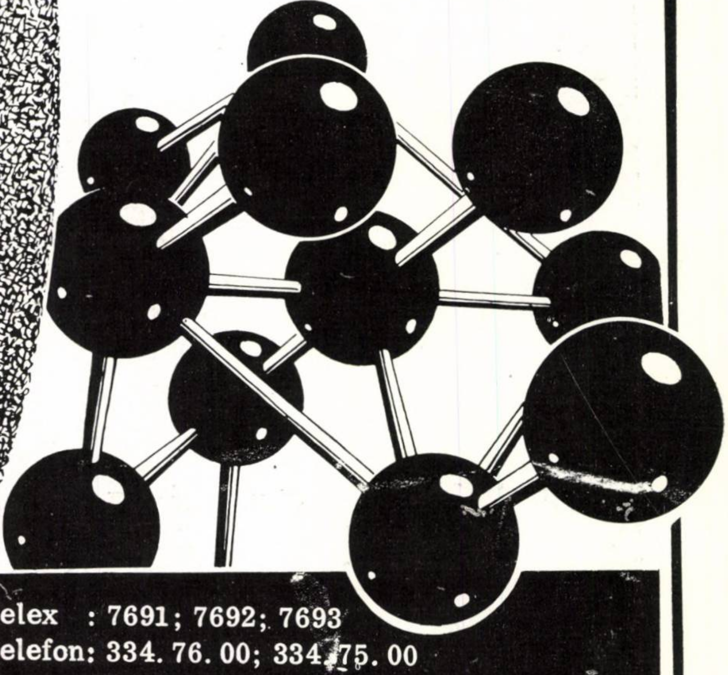
Cele mai rapide soluții în problema rectificării precise a oțelurilor călite



- oţeluri înalte aliate;
- oţeluri pentru scule;
- oţeluri pentru scule aşchietoare rapide;
- oţeluri pentru rulmenţi;
- alte oţeluri călite

... PRIN FOLOSIREA SCULELOR DE ELBOR

Elborul are duritatea şi proprietăţile de prelucrare ale diamantelor sintetice şi o stabilitate termică de două ori mai mare decît ele. In plus, spre deosebire de ele, este neutru faţă de fier. Pentru orice informaţii privind folosirea elborului, adresaţi-vă singurului exportator:



Telex : 7691; 7692; 7693
Telefon: 334. 76. 00; 334. 75. 00

STANKOIMPORT
MOSKVA · SSSR

V/O STANKOIMPORT 34/79, str. Obrucev
117839, Moscova, V-342, URSS

PUBLICOM

STANKOIMPORT

Problemele prelucrării de precizie pentru:

- aliaje dure ;
- sticlă ;
- ceramică ;
- semiconductoare ;
- materiale de construcţie ,

le puteţi rezolva în întreprinderea dv, folosind

SCULE CU DIAMANTE SINTETICE

Sculele cu diamante sovietice vă vor asigura un înalt randament, precizie unică în prelucrare, stabilitate excepţională, excelent finisaj al suprafeţelor, un larg domeniu de utilizare.

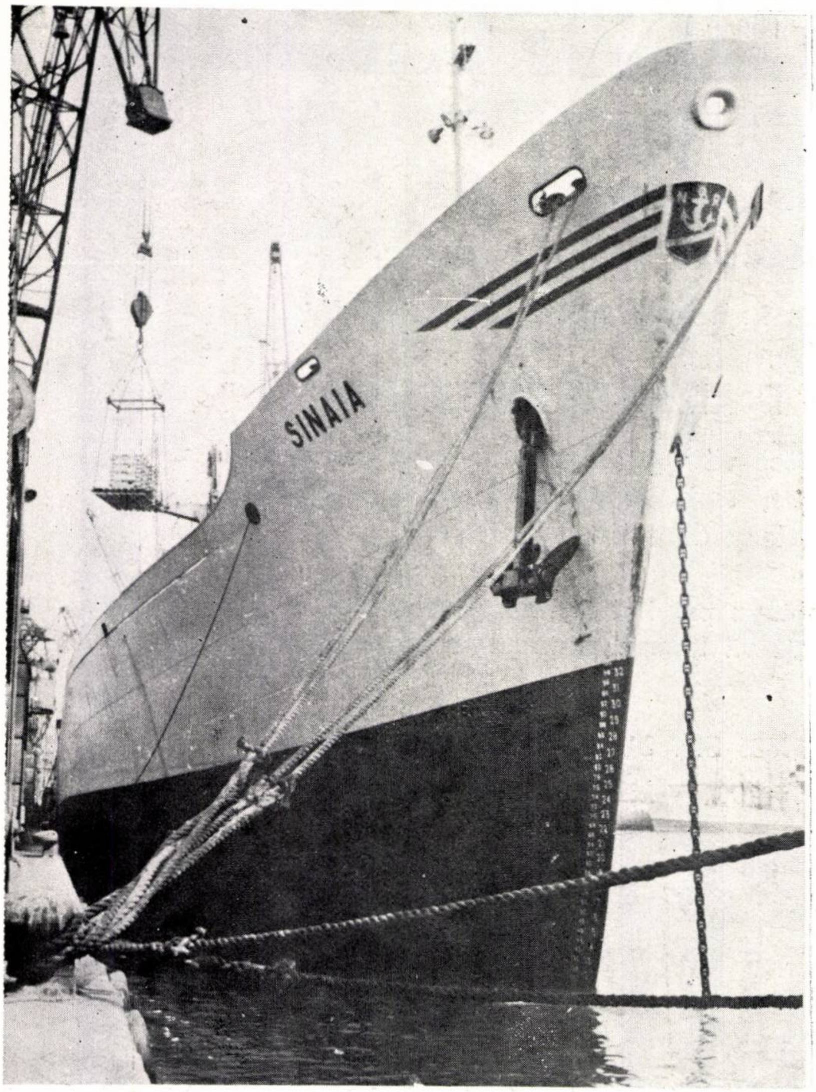
Pentru informaţii suplimentare privind utilizarea sculelor cu diamante sintetice, adresaţi-vă la exportatorul în exclusivitate:

V/O STANKOIMPORT

Moscova V—342, U.R.S.S. 117839 Str. Obrucev 34/79

Telefon : 334—76—00 ; 334—75—00 Telex : 7691, 7692, 7693

PUBLICOM



Beginning with 1977
UZINEXPORTIMPORT - ROMANIA
SOLE agent for
CENTRANAV - GALATI

OFFERS under advantageous terms NEW types of ships:

* 55,000 dwt bulk - carrier ;
* 18,000 dwt gearlees bulk - carrier ;
* 15,000 dwt multi-purpose vessel ;
* 8,250 dwt general cargo container ;
* 6,100 - 8,700 dwt with heavy cargo lift equipment ;
* 2,400 dwt general cargo and container vessel ;
* tugs and barges of all types for the Danube-Rhine river cargo.

Exports: Power Plants Cement Factories Machine Building Works Iron and Steel Plants Food Industries Plants Ships

uzinexportimport

FOREIGN TRADE COMPANY - BUCHAREST, ROMANIA

133, Calea Victoriei Telephone: 50.25.35. POB: 2993 Telex: 11-214

Branch Office in GALATI : 105, Republicii Blvd. Telephone: 13.639

str. Mosfilmovskaia nr. 35, 117330 Moscova, U.R.S.S.
Telefon : 147-15-62 Telex : 7568

PUBLICOM

ROMANIAN INTERNATIONAL ADVERTISING COMPANY

PUBLICOM

In the Romanian Market there is a powerful competition between foreign firms wishing to sell their goods.

DO YOU WISH TO SELL IN ROMANIA ?

Then in the first place, INFORM the people that make the very proposals for the import plans — THE END—USERS—of the import products!

HOW? WHEN? BY WHICH MEANS? IN WHICH FORMS ?

PUBLICOM

Romanian International Advertising Agency • Bucharest • 22, N. Bălcescu Blvd. • Cables: PUBLICOM, Telex 374, Telephon: 139883

is an agency specialized in the problems of the Romanian market, which by examining your offer can reccmmend you and execute for you the most efficient advertising under the specific conditions in the Romanian market.

- staging of specialized and branch exhibition followed or not by technical demonstration.
- organization of technical lectures with or without display of samples, film shows and projection of slides, studies of offers and selection of end-users, invitation to conference and lectures.
- interpreters and demonstrations.
- printing of catalogues, prospectuses, folders, leaflets posters, offers and invitations etc.
- translation and duplication of texts
- publicity in Romanian dailies and periodicals the specialized press included.
- publicity over the radio and television services and through the cinema.
- business cocktail parties
- photo publicity services
- billposting and boardposting in the streets, stadiums, sports halls, airports and public vehicles, in health and holiday resorts.
- illuminated signs

PUBLICOM — your publicity counsellor in the Romanian market.

ABONATI-VA
LA REVISTA
CONSTRUCȚIA
DE
MAȘINI

E 32279

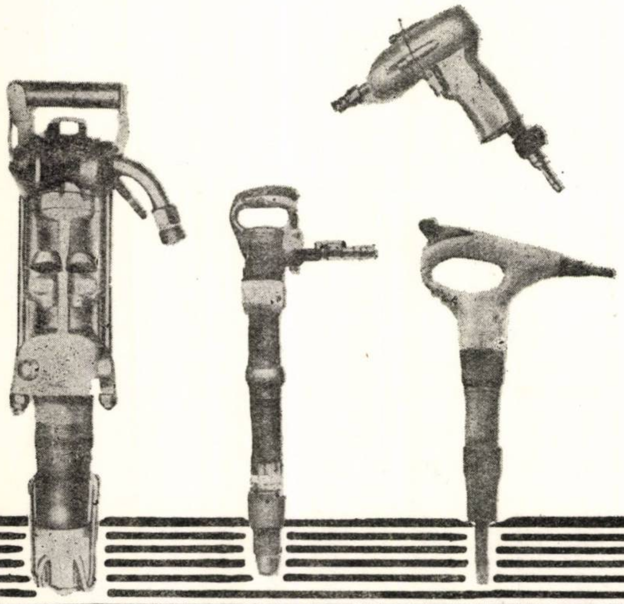
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

4

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI • BUCUREȘTI • ANUL XXIX nr. • 4 APRILIE • 1977

Intreprinderea INDEPENDENTA SIBIU

produce printre altele :

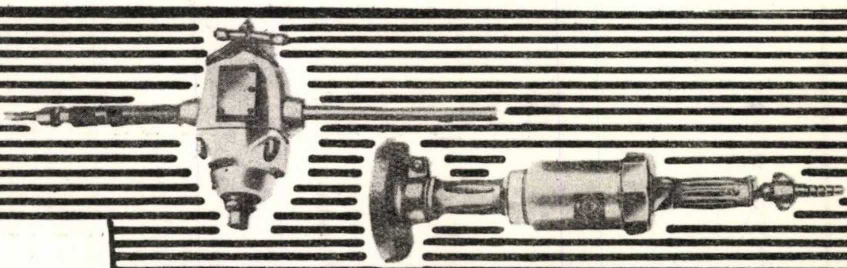


UNELTE PNEUMATICE PENTRU LUCRARI MINIERE:

- Ciocane perforatoare P90; P58;
- Ciocane de abataj CA10; CA12; CA14.

UNELTE PNEUMATICE DIVERSE
de diferite tipuri şi dimensiuni :

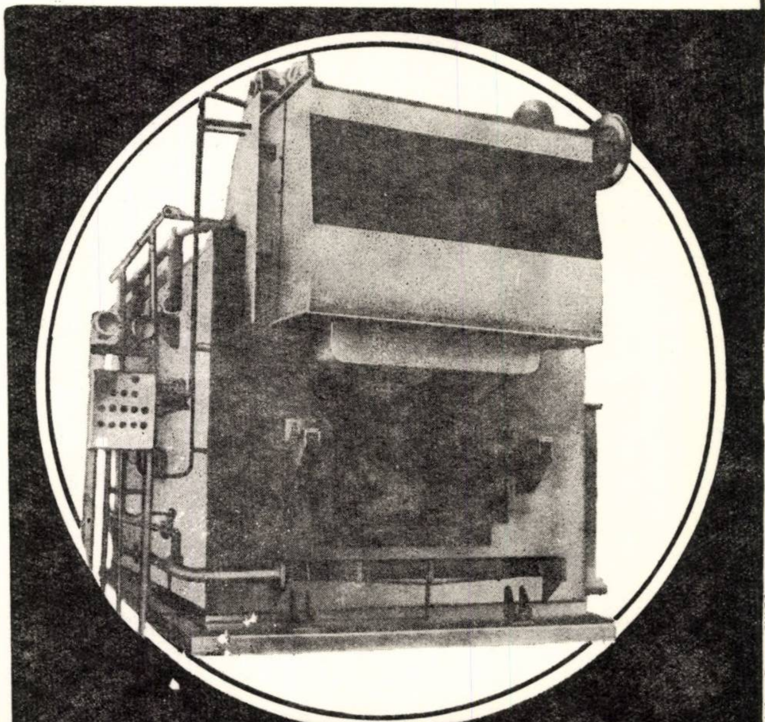
- Maşini de găurit MG60; MG100; MG200; MG320;
- Maşini de înşurubat MI60; MI100; MI240; MI420;
- Polizoare pneumatice PP25; PP40; PP60; PP150;
- Ciocane de dăltuit CD3; CD4; CD6; CD8;
- Ciocane de nituit CN20; CN28;
- Contrabuterole pneumatice BP20; BP28.



C U P T O A R E :

CUPTOARE DE INDUCTIE PENTRU TOPIT METALE capacitate 1,10 - 6,3 t
CUPTOARE DE USCAT FORME SI MIEZURI capacitate 500 - 1 000 kg
CUPTOARE DE INCALZIRE PENTRU FORJA SI TRATAMENTE TERMICE PRIMARE :

- Cuptoare de forjă ;
- Cuptoare cu fantă
  suprafaţa utilă 0,25 - 1 m^2 ;
- Cuptoare cu vatră fixă
  suprafaţa utilă 0,25 - 1,60 m^2 ;
- Cuptoare cu vatră rotativă tip Carusel
  productivitate 350 - 2 000 kg/h.



CUPTOARE
DE TRATAMENTE TERMICE SECUNDARE :

- Cuptoare cameră
  capacitate 200 - 3000 kg ;
- Cuptoare verticale
  capacitate 120 - 2 600 kg ;
- Băi de săruri
  capacitatea băii 45 - 100 dm^3.

Intreprinderea INDEPENDENTA Sibiu

telex 049275 — Str. Karl Marx nr. 33 — telefon 34100

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
ANUL XXVIX, Nr. 4, APRILIE 1977

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI ÎN DOMENIUL MECANICII FINE

1. *Mecanisme şi elemente constructive de mecanică fină*

DEMIAN, TR., TUDOR, D., SPINEANU, U.:	**Asupra comportării tribologice a lagărelor cu suprafeţe sferice de dimensiuni mici pentru contoarele electrice.**	161
STOICA, V.:	**Lagăre elastice autotermo-compensate.**	166
GHEORGHE, GH., CIOCÎRLEA, A., PALADE, D.:	**Cercetări privind problema lagărelor din pietre sintetice în construcţia aparatelor de măsurare de tip comparator de precizie indicată.**	169
CURATU, E.	**Sinteza mecanismelor cu camă şi tachet oscilant.**	173
IONESCU-MUSCEL, SILVIA:	**Metoda grafo-analitică de calcul al arcului motor al unor mecanisme de mecanică fină.**	176
POPESCU, I.:	**Metoda de sinteză analitică a mecanismului bielă-manivelă pentru poziţii asociate impuse.**	181
ANDERSEN, B. V., BANU, V.:	**Calculul circuitelor pneumatice cu rezistenţe în serie.**	184
CRĂCIUNOIU, C.:	**Contribuţii privind perfecţionarea variatoarelor prin impulsuri.**	191

2. *Metode de măsură şi control*

DODOC, P.:	**Concepţii noi privind măsurarea diametrului.**	194
POPESCU, O.:	**Aspecte ale măsurării dinamice a lungimilor.**	198
ANTONESCU, SIMONA, CONSTANTINESCU, I.:	**Metodologie privind controlul profilului evolventic al roţilor dinţate.**	203

3. *Recenzii*

DINU, I.:	**C. I. Staicu — Analiza dimensională generală.**	207

Revista apare sub îndrumarea:
Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări pentru construcţiile de maşini

Redactor: Şerban Teodorescu
Consultant ştiinţific: ing. Banu Valeriu

SUMAR

CZ: 621.822 : 621.317.785

Demian, Tr., Tudor, D. : **Asupra comportării tribologice a lagărelor cu suprafeţe sferice de dimensiuni mici pentru contoarele electrice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 161–166

CZ: 621.822

Stoica, V. : **Lagăre elastice autotermo-compensate.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 166–169

CZ: 621,822 : 621.317.7

Gheorghe, Gh., Ciocirlea, A., Palade, D. : **Cercetări privind problema lagărelor din pietre sintetice în construcţia aparatelor de măsurare de tip comparator de precizie indicată.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 169–173

CZ: 621–233

Curatu, E.: **Sinteza mecanismelor cu camă şi tachet oscilant.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 173–176

CZ: 621–231 : 681.01

Ionescu-Muscel, Silvia: **Metoda grafo-analitică de calcul al arcului motor al unor mecanisme de mecanică fină.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 176–181

CZ: 62–231.311

Popescu, I. : **Metoda de sinteză analitică a mecanismului bielă-manivelă pentru poziţii asociate impuse.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 181–183

CZ: 331/534

Andersen, B. V., Banu, V. : **Calculul circuitelor pneumatice cu rezistenţe în serie.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 184–191

CZ: 681.01

Crăciunoiu, C. : **Contribuţii privind perfecţionarea variatoarelor prin impulsuri.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 191–194

CZ: 681.01 : 531.7

Dodoc, P. : **Concepţii noi privind măsurarea diametrului.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 194–197

CZ: 681.01 : 531.71

Popescu, O. : **Aspecte ale măsurării dinamice a lungimilor.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 198–202

CZ: 621.833

Antonescu Simona, Constantinescu, I. : **Metodologia privind controlul profilului evolventic al roţilor dinţate.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 203–207

CZ: 681.01

Dinu, I. : **C. I. Staicu — Analiza dimensională generală**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 207–208

Revista „CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista „Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: lei 150 anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: lei 8.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7125

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1976, conform aprobării C.P.T. nr. 137/6332/1975.

41.042

CONTENTS

DC : 621.822 :621.317.785

Demian, Tr., Tudor, D. : **On tribological behaviour of little size spherical bearings for electrical counters.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 161–166

DC : 621.822

Stoica, V :. **Thermo-selfcompensated elastic bearings.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 166–169

DC : 621.822 :621.317.7

Gheorghe, Gh., Ciocirlea, A., Palade, D. : **Researches concerning the problem of synthetic stone bearings in comparator type gauge construction of indicated accuracy.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 169–173

DC : 621–233

Curatu, E. : **Synthesis of oscillatory tapett cam device.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, .p 173–176

DC : 621–231 : 681.01

Ionescu-Muscel, Silvia: **The grapho-analytical calculus method of the motor spring of some mechanisms in fine mechanics.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 176–181

DC : 62–231.311

Popescu, I. : **Method for the analytical synthesis of crank gear for associated imposed positions.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 181–183

DC : 531/534

Andersen, B. V., Banu, V. : **Compressed air circuits calculus with restriction in series.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 184–191

DC : 681.01

Crăciunoiu, C. : **Contributions concerning the improvement of impulse drives.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 191–194

DC : 681.01 : 531.7

Dodoc, P. : **New concepts concerning diameter measurement.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 194–197

DC : 681.01 : 531.71

Popescu, O. : **Aspects of dynamical length measurement.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 198–202

DC : 621.833

Antonescu Simona, Constantinescu, I. : **Methodology concerning the control of gear teeth involute shape.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 203–207

DC : 681.01

Dinu, I. : **C. I. Staicu — General dimensional analysis.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 207–208

ATTENTION !

Foreign readers can subscribe through ILEXIM, serviciul export-import presă. P.O. Box 136–137, telex 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

SOMMAIRE

DC : 621.822 : 621.317.785

Demian, Tr., Tudor, D.: **Sur le comportement tribologique des paliers à surfaces sphèriques de petites dimensions pour les compteurs électriques.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 161–166

CD : 621.822

Stoica, V. : **Paliers élastiques antetermo-compensés.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4. p. 166–169

CD : 621.822 : 621.317.7

Gheorghe, Gh., Ciocîrlea, S., Palade, D. : **Recherches concernant le problème des paliers de pierres synthétiques dans la construction des appareils de mesure, type comparateur de précision indiquée.**

Construcţia de maşini. 29 (1977), nr. 4, p. 169–173

CD : 621–233

Curatu, E. : **La synthèse des mécanismes à came et à taquet oscillant.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 173–176

CD : 621–231 : 681.01

Ionescu-Muscel, Silvia : **La méthode grapho-analytique de calcul du ressort de commande des mécanismes de mécaniqı e fine.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4 p. 176–181

CD : 62–231.311

Popescu, I. : **La méthode de synthése analytique du mécanisme bielle-manivelle pour des positions associées imposées.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 181–183

CD : 531/534

Andersen, B. V., Banu, V. : **Le calcul des circuits pneumatiques à résistances en série.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 184–191

CD : 681.01

Crăciunoiu, C. : **Contributions au perfectionnement des variateurs pulsatoires.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 191–194

CD : 671.01 : 531.7

Dodoc, P. : **Nouvelles conceptions dans la mesure du diamètre.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 194–197

CD : 681.01 : 531.71

Popescu, O. : **Aspects de la mesure dynamique des longueurs.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 198–202

CD : 621.833

Antonescu Simona, Constantinescu, I. : **Méthodologie concernant le contrôle du profil en développante des roues dentées.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 203–207

CD : 681.01

Dinu, I. : **C. I. Staicu — L'analyse dimensionnelle générale.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 4, p. 207–208

ATTENTION!

Les lecteurs étrangers de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136–137, telex 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.822 : 621.317.785

Demian, Tr., Tudor, D. : **Über das tribologische Verhalten von Lager mit spherischen Oberflächen kleiner Dimensionen für elektrischen Zehlern.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 161–166

DK : 621.822

Stoica, V. : **Thermisch selbstkompensierte elastische Lager.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 166–169

DK : 621.822 : 621.317.7

Gheorghe, Gh., Ciocirlea, A., Palade, D. : **Forschungen über die Frage der Lager aus synthetischen Steinen in Vergleichsmessgerätebau angegebener Präzision.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 169–173

DK : 621–283

Curatu, E. : **Synthese der Nockengetriebe mit schwingenden Stössel.**

Constrcuţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 173–176

DK : 621–231 : 681.01

Ionescu-Muscel, Silvia ; **Grapho-analytische Berechnungsmethode des Motorfeders von feinmechanischen Geräten.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 176–181

DK : 62–231.311

Popescu, I. : **Analytische Synthesemethode des Kurbeltriebs für beigeordnete vorgeschriebene Stellungen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 181–183

DK : 531/534

Andersen, B. V., Banu, V. : **Berechnung von Druckluftschaltungen mit Seriewiderständen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 184–191

DK : 681.01

Crăciunoiu, C. : **Beiträge zur Vervollkommung von Impulsvariatoren.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 191–194

DK : 681.01 : 531.7

Dodoc, P. : **Neue Auffassungen betreffs Durchmesserbemessung.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 194–197

DK : 681.01 : 531.71

Popescu, O. : **Aspekten der dynamischen Lengemessungen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 198–202

DK : 621.833

Antonescu Simona, Constantinescu, I. : **Kontrollmethode für den Evolventenprofil von Zahnräder.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 203–207

DK : 681.01

Dinu, I. : **C. I. Staicu — Allgemeine Dimensionsanalyse.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 4, S. 207–208

ACHTUNG !

Ausländische Leser können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P. O. Box 136–137, telex 11226, Bucureşti, Str. 13 Decembrie nr. 3.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 621.822:621.317.785

Демиян, Тр., Тудор Д.: **О трибологическом допуске подшипников с шаровидных поверхностьях малах размерах для электрических счётчиков.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 161–166

ДК: 621.822

Стойка, В.: **Эластичные автотермо-компенсационные подшипники.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 166–169

ДК: 621.822:621.317 7

Гхеоргхе, Гх. Чёкырлэа, А., Паладе, Д.: **Исследования относящийся к вопросу подшипников из синтетических каменей в строение измерительных компараторных приборов указательной точности.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 169–173

ДК: 621–283

Курату, Е.: **Синтез механизмов с купачком и колебательной толкателью.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 173–176

ДК: 621–231:681.01

Ионеску-Мусчел Сильвия: **Графоаналитический метод расчёта двигательной рессоры некоторых механизмов точной механики.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 176–181

ДК: 62–231.311

Попеску, И.: **Метод аналитического синтеза кривошипношатунного механизма для объединившихся нароженных положений.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 181–183

ДК: 531/534

Андерсен, Б. В., Бану, В.· **Расчёт пневматических контуров с сопротивлениями от ряда.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 184–191

ДК: 681.01

Крэчуною, К.: **Налоги относящийся к усовершенствованию бесступенчатых коробок передач импульсами.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 191–194

ДК: 681.01:531.7

Додок, П.: **Новые замысли о измерение диаметра.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 194–197

ДК: 681.01:531.71

Попеску, О.: **Виды динамического измерения длин.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 198–202

ДК: 621.833

Антонеску Симона, Константинеску, И.: **Методология по отношению к проверке эвольвентического профилья зубчатых колёс.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), № 4, 203–207

ДК: 681.01

Дину, И.: **К. И. Стаику — Размерный общий анализ**

Construcţia de maşini 29 (1977), № 4, 207–208

ВНИМАНИЕ!

Читатели иностранных стран могут абонироватся при ILEXIM Serviciul export-import presă. P.O. Box 136–137, telex 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

CZ: 621.822:621.317.785

Asupra comportării tribologice a lagărelor cu suprafeţe sferice de dimensiuni mici pentru contoarele electrice

Prof. dr. doc. ing. Traian DEMIAN, conf. dr. ing. Dumitru TUDOR – Institutul politehnic – Bucureşti
Ing. Ulm SPINEANU – Institutul de cercetări şi proiectări pentru mecanică fină şi scule (I.C.P.M.F.S.) – Bucureşti

Dintre lagărele cu cuzineţi din piatră pentru sistemele mobile ale aparatelor, lagărele contoarelor electrice sînt unele dintre cele mai solicitate tribologic. Iată de ce ele prezintă un interes deosebit pentru constructorii de aparate. Pe linia unor preocupări mai vechi legate de studiul frecării în aceste lagăre, în prezenta lucrare s-a urmărit ca, pe baza încercărilor efectuate, pe lîngă o micşorare a frecării, să se menţină constantă mărimea momentului de frecare din suprafaţa de contact pe o durată de funcţionare cît mai îndelungată.

Principalele variante de lagăre utilizate pentru contoarele electrice sînt prezentate în figura 1. Trebuie menţionat că deşi cu lagărul avînd dublu cuzinet din piatră (fig. 1, *b*) sau cu cel la care se realizează lubrificaţie (fig. 1, *c*) se obţin rezultate superioare din punct de vedere tribologic, este preferată varianta din figura 1 *a*, pentru forma constructivă mai simplă şi costul mai redus.

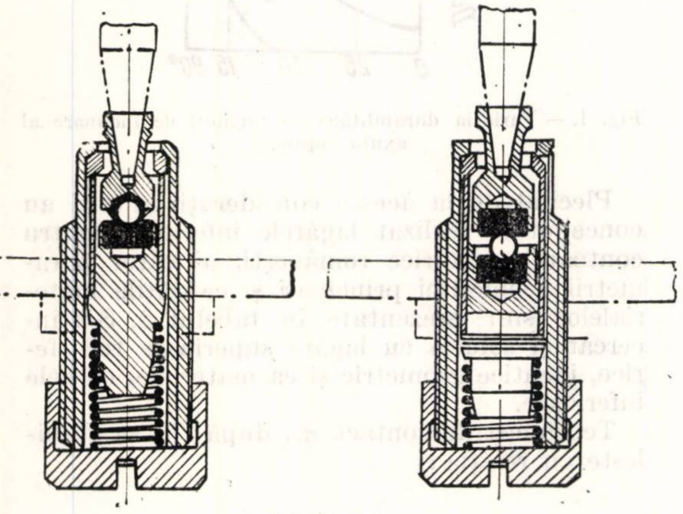


Fig. 1 – Variantele constructive, cele mai utilizate, ale lagărelor pentru contoarele electrice.

În lucrarea [1] sînt date rezultatele încercărilor pentru variantele de lagăre din figurile 1, *a* şi 1, *b*. Aceste încercări (fig. 2) s-au efectuat la o sarcină electrică nominală a contorului de 5%, deci la o turaţie redusă, astfel ca eventualele deranjamente de funcţionare, cum ar fi de pildă chiar comportarea nesatisfăcătoare a lagărelor, să poată fi uşor sesizate.

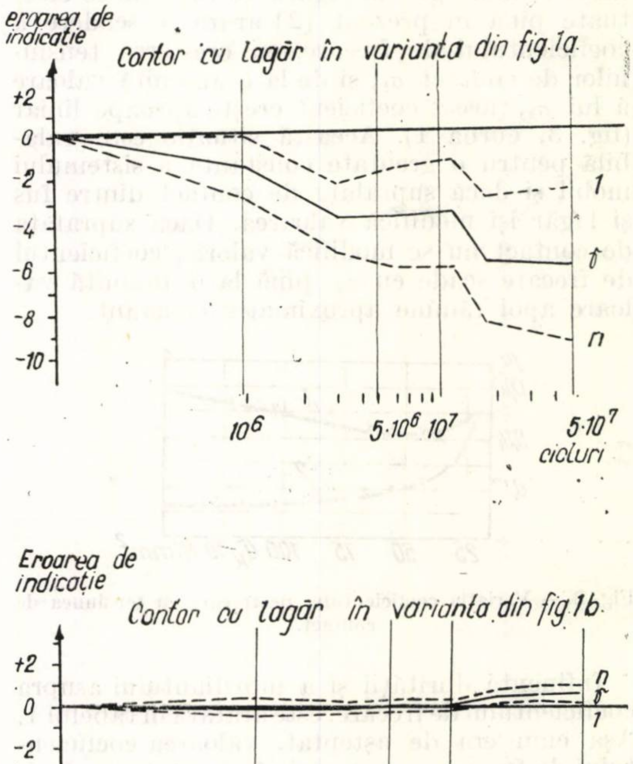


Fig. 2 – Variaţia erorii medii de indicaţie la contoarele electrice.

S-au notat prin 1 .. *n*, erorile de indicaţie ale fiecărui contor încercat, raportate la „zero" (abscisa diagramei), iar prin γ, eroarea medie de indicaţie a celor „*n*" contoare utilizate. Se vede că, din punct de vedere tribologic, superior apare lagărul din figura 1 *b*. Preţurile de cost mari, numărul de repere mai mare şi construcţia mai pretenţioasă a făcut să se pre-

fere varianta din figura 1 *a*, utilizată de altfel și în contoarele din țara noastră. De aceea încercările făcute de autori se referă la aceste tipuri de lagăre.

Pentru reducerea frecării, în general, în lagărele miniaturale, se urmărește micșorarea razei de acțiune a forței de frecare și a coeficientului de frecare. Ambele căi trebuie însă corelate cu evoluția uzurii din lagăre în modul în care aceasta influențează frecarea și durabilitatea lagărelor și contoarelor. Reducerea razei este însă limitată de valorile mari ale tensiunii de contact care produc o apletisare a suprafeței sferice de lucru.

Coeficientul de frecare este și el influențat de tensiunea de contact σ_k, de duritatea cuplurilor de materiale, de lubrificație și de orientarea axului optic al lagărului. Încercările efectuate pînă în prezent [2] arată o scădere a coeficientului de frecare, cu creșterea tensiunilor de contact σ_k, și de la o anumită valoare a lui σ_k, acest coeficient crește aproape liniar (fig. 3, curba 1). Această situație este valabilă pentru o greutate constantă a sistemului mobil și dacă suprafața de contact dintre fus și lagăr își modifică valoarea. Dacă suprafața de contact nu se modifică valoric, coeficientul de frecare scade cu σ_k pînă la o anumită valoare apoi rămîne aproximativ constant.

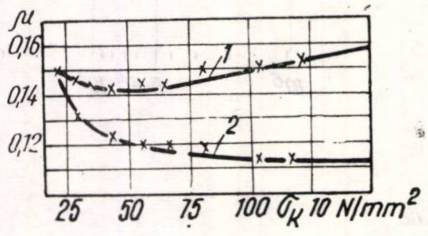


Fig. 3. — Variația coeficientului de frecare cu tensiunea de contact.

Influența durității și a lubrifiantului asupra coeficientului de frecare, este arătată în tabelul 1. Așa cum era de așteptat, valoarea coeficientului de frecare se micșorează cu creșterea durității materialelor și prin lubrifierea suprafețelor. Excepție face cuplul de materiale cobalt-wolfram din cauza rezistenței mici la frecare a cobaltului.

Poziția axului optic, dată de unghiul format între arborele sistemului mobil al aparatului și dreapta perpendiculară pe suprafața de frecare din lagăr, joacă un rol important în durabilitatea lagărului. Aceasta se observă în figura 4, unde curba 1 corespunde unor lagăre unse cu ulei de aparate, curba 2 — lagărelor unse cu ulei de parafină, iar curba 3 — lagărelor cu frecare uscată. Durabilitatea dată în milioane de rotații este măsurată pînă la o creștere a momentului de frecare cu 2,5% față de valoarea lui inițială.

*Tabelul 1**

Denumirea materialului	Duritate N/mm²	Efortul unitar de contact N/mm²	Coeficientul de frecare $\mu \times 10^{-2}$		
			Fără lubrifiant	Cu lubrifiant (diaetil sebacetanol)	Ulei special de ceasornicărie
Metal monel	1.570	2.040	52	23	13
Aliaj cobalt-wolfram	7.300	2.080	38	20	12
Oțel OSC 10	9.400	2.080	50	22	12
Oțel RUL 1	10.300	2.080	40	22	12
Aliaj dur cobalt	11.000	3.250	35	23	16
Aliaj dur cobalt titan	14.800	3.250	36	23	16
Safir sintetic	22.500	2.650	30	20	16

*) Corespondența materialelor cu cele românești a fost făcută de autori.

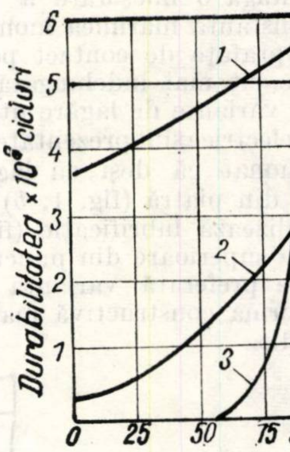


Fig. 4. — Variația durabilității cu unghiul de înclinare al axului optic.

Plecînd de la aceste considerații autorii au conceput și realizat lagărele inferioare pentru contoarele electrice românești, ai căror parametrii geometrici principali și calitățile materialelor sînt prezentate în tabelul 2. S-a încercat și soluția cu lagăre superioare tot sferice, identice geometric și ca materiale, cu cele inferioare.

Tensiunea de contact σ_k, după [5] se stabilește cu relația :

$$\sigma_k = \sqrt[3]{\frac{1{,}5\, PE^2}{\pi^3(1-\upsilon^2)^2 r^2}}$$

unde :

P — greutatea sistemului mobil al contorului, constantă la toate încercările efectuate ($P \approx 30.10^{-2}$ N);

$\upsilon = 0{,}3$ (coeficientul lui Poisson);

$E = 2{,}96.10^5$ N/mm² (modulul de elasticitate echivalent);

$\frac{1}{r} = \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2}$ (inversa razei de curbură echivalentă).

La o încărcare P constantă, (fig. 3) rezultă o mărire a coeficientului de frecare μ odată cu creșterea tensiunii de contact σ_k. Prin soluțiile

Tabelul 2

	Varianta I		Varianta II		Varianta II	
	fus	cuzinet	fus	cuzinet	fus	cuzinet
Raza r_1 a fusului şi raza r_2 a cuzinetului (mm)	0,5±0,01 (r_1)	1,7+0,1 (r_2)	0,4±0,01 (r_1)	1,7+0,1 (r_2)	0,015±0,005 (r_1)	1,7+0,1 (r_2)
Cuplurile de materiale	RUL 1 STAS 1456-76	Safir SHRA 81	RUL 1 STAS 1456-67	Safir SHRA 80,8		Safir SHRA
Rugozitatea în μm	0,42	0,31	0,51	0,35	0,52	0,3
Duritatea minimă în HRC	63	—	62,3	—	61,3	—
Tensiunea de contact σ_k în daN/mm²	125		160		300	

prezentate mai sus s-a luat însă în considerare şi micşorarea dimensiunii r_1, deci şi cealaltă posibilitate de micşorare a momentului de frecare. Concomitent s-a studiat evoluţia uzurii suprafeţelor de contact, deoarece aceasta produce modificarea valorilor momentului de frecare, situaţie inadmisibilă la contoarele electrice unde pierderile prin frecare trebuie să se menţină aproximativ constante un timp îndelungat de funcţionare.

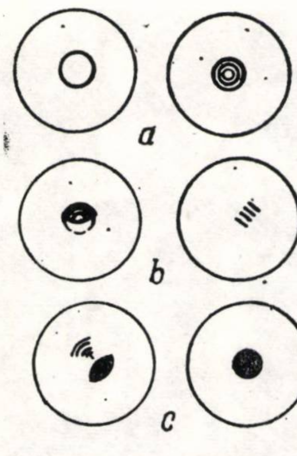


Fig. 5. — Formele de manifestare a uzurii în lagărele cu suprafeţe sferice de dimensiuni mici.

În raport cu poziţia fusului în cuzinet, la lagărele cu suprafeţe sferice de contact de dimensiuni mici, formele în care se manifestă uzura sînt schiţate în figura 5. Astfel, uzura de tipul celei din figura 5 *a* apare mai frecvent cînd unghiul axului optic este de 90°, situaţie existentă în lagărele inferioare de la contoarele electrice. Este uzura cea mai puţin periculoasă. Uzura de tipul celei din figura 5 *b* se întîlneşte mai des cînd axa optică coincide cu axa suprafeţei de frecare (unghiul de frecare este de 0°). Uzura de tipul celei reprezentate în figura 5 *c* este însoţită de o însemnată fărîmiţare a suprafeţei pietrei; este o uzură de tip profund, caracteristică pentru lagărele cu unghiul axei optice mai mic de 60°. Această uzură apare la contoarele electrice, cu deosebire, dacă se utilizează lagăre superioare sferice şi nu cilindrice ca în soluţiile obişnuite.

Rezultatele încercărilor experimentale pentru contoarele electrice ale căror lagăre au fost realizate în variantele constructive din tabelul 2, se pot urmări în figurile 6—8, din care se desprind următoarele :

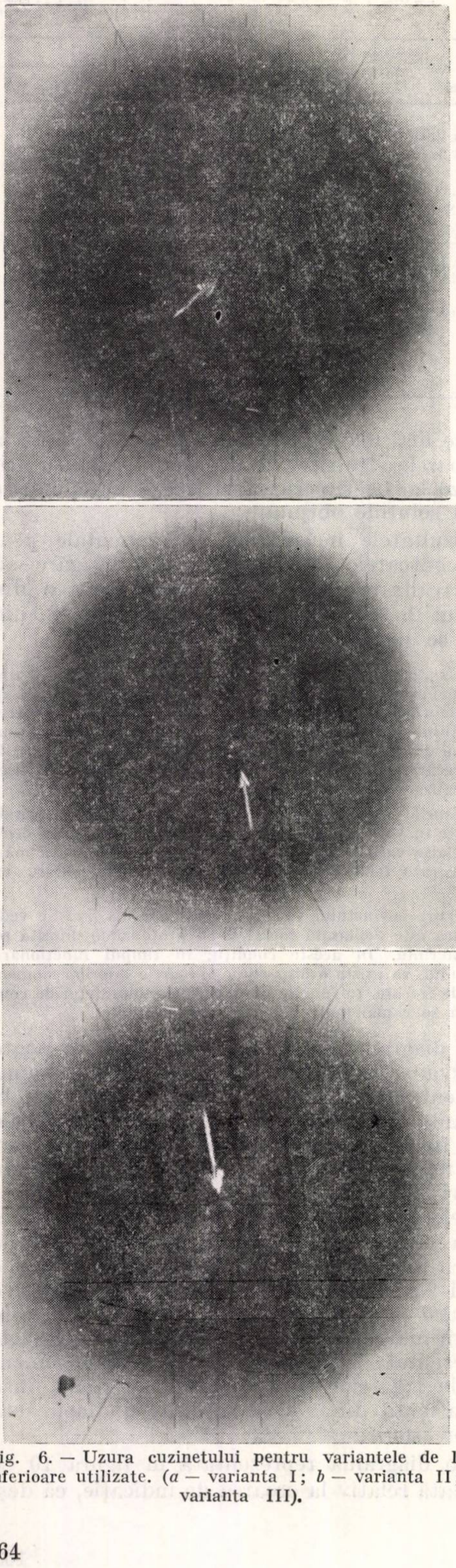
a. Uzura cuzinetului inferior este de forma 5 *a* şi apare mult mai pronunţată la dimensiunile mici ale fusului (fig. 6 *c*). Zona de uzare este uşor deplasată radial în raport cu centrul cuzinetului, în toate variantele constructive, din cauza jocului axial din lagăr şi înclinării arborelui. Ca urmare pierderile prin frecare vor creşte mai rapid la lagărul contorului electric realizat în varianta constructivă III.

b. Uzurile fusurilor inferior şi superior pentru lagărele realizate în varianta III sînt mult mai mari (fig. 8 *c*), decît în celelalte variante constructive. În acest mod se va mări desigur raza fusului şi automat momentul de frecare va creşte.

c. Uzura cuzinetului superior este de forma 5 *c*. Se vede că uzura este deplasată radial şi cu profunzime diferită pe circumferinţă. În aceste condiţii, în timpul funcţionării contorului, va exista o dispersie mai mare a valorilor momentelor de frecare, în funcţie de deplasarea suprafeţei de contact în zone mai mult sau mai puţin uzate.

În diagramele din figurile 9 şi 10 se poate observa şi cantitativ influenţa uzurii asupra momentului de frecare. Astfel, se vede că, la varianta III (curba c) deşi iniţial pierderile prin frecare şi deci eroarea de indicaţie sînt mai mici, acestea devin după un număr de cicluri de funcţionare, mult mai mari decît la celelalte două variante constructive. Frecarea neuniformă, evidentă prin dispersia de valori în diagramele reprezentate în figurile 9 *b* şi 9 *c*, confirmă ipoteza influenţei negative a uzurii cuzinetului superior. Acest lucru este cu atît mai evident dacă se compară diagramele reprezentate în figurile 9 *b* şi 9 *c*, unde dimensiunile lagărelor sînt aproximativ egale, însă în varianta din 9 *b* s-a utilizat un lagăr superior sferic.

Din diagrama reprezentată în figura 10 se constată relativ la eroarea de indicaţie, că deşi

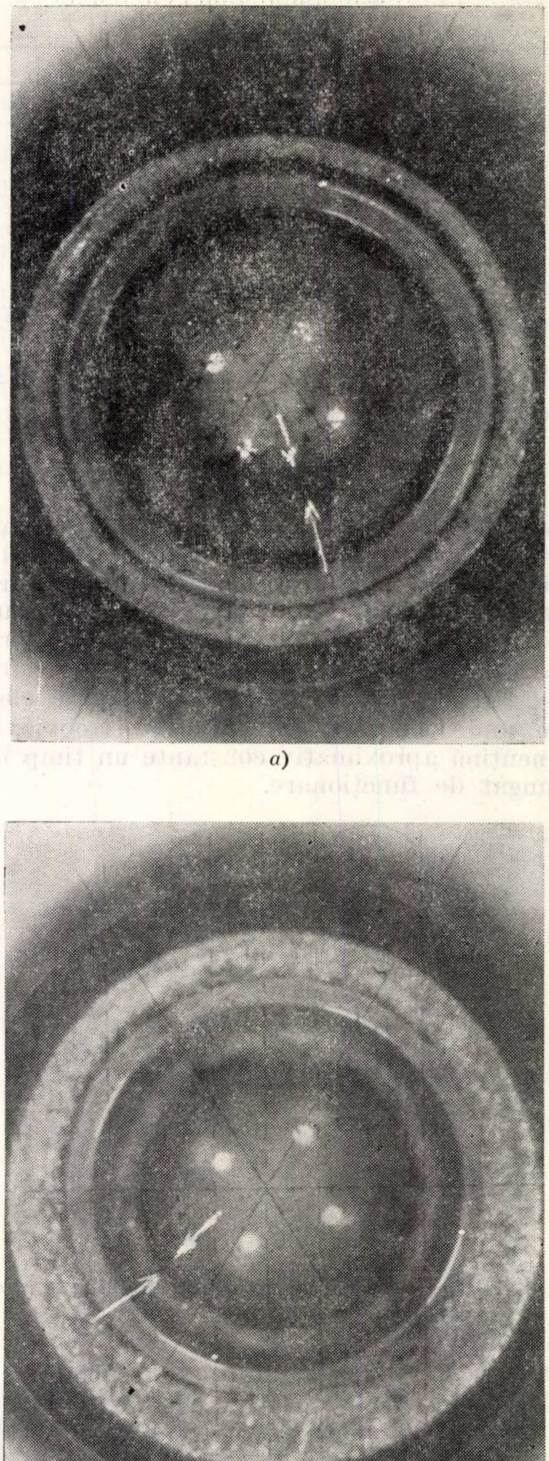


a)

b)

c)

Fig. 6. — Uzura cuzinetului pentru variantele de lagăre inferioare utilizate. (*a* — varianta I; *b* — varianta II; *c* — varianta III).

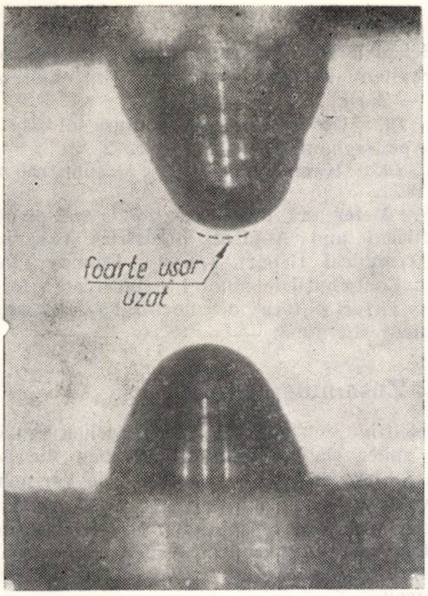


a)

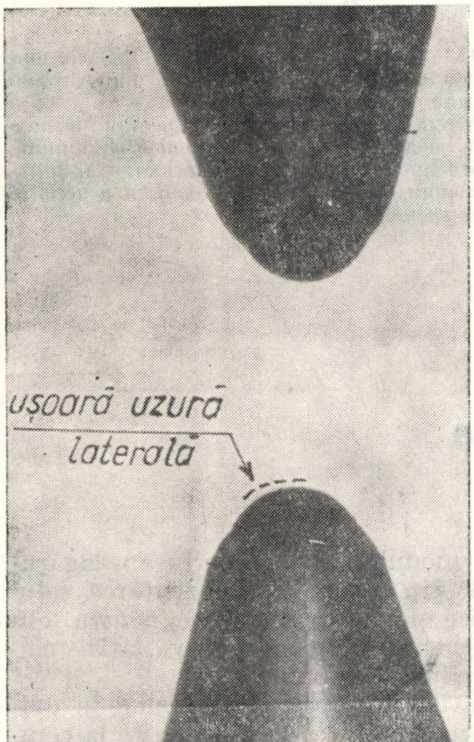
b)

Fig. 7 — Uzura cuzinetului din lagărul superior (*a* — varianta II; *b* — varianta III).

aceasta este mai mică (pentru contoarele din variantele II și III) în prima perioadă de funcționare, este mai stabilă în final pentru contorul din varianta I.



a)



b)

Fig. 8 — Uzura fusurilor sferice inferioare și superioare (*a* — varianta I, inferior ; *b* — varianta II, inferior și superior ; *c* — varianta III, inferior și superior).

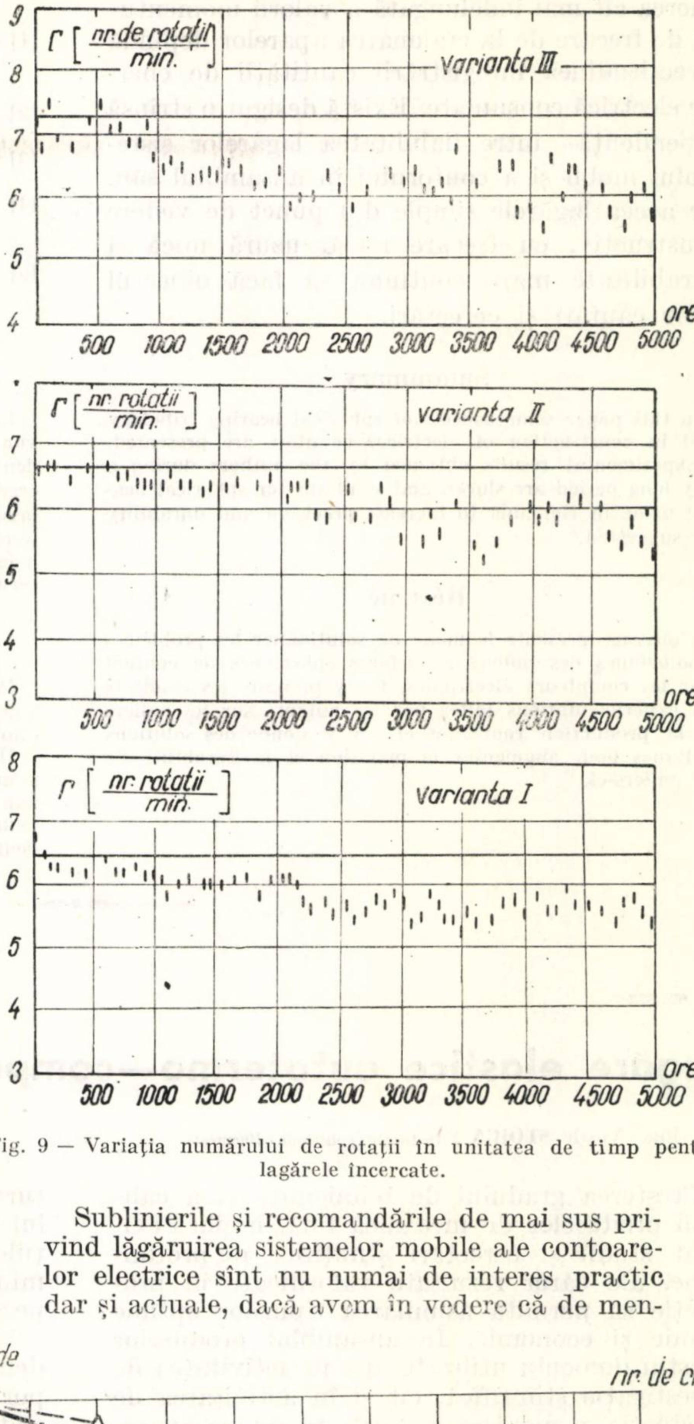


Fig. 9 — Variația numărului de rotații în unitatea de timp pentru lagărele încercate.

Sublinierile și recomandările de mai sus privind lăgăruirea sistemelor mobile ale contoarelor electrice sînt nu numai de interes practic dar și actuale, dacă avem în vedere că de men-

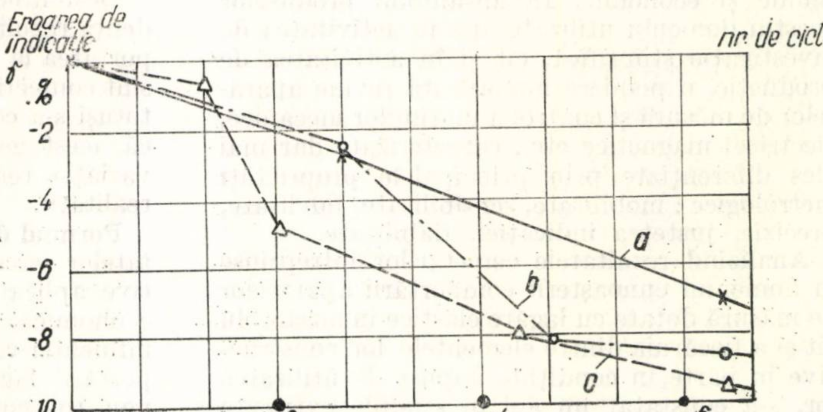


Fig. 10 — Eroarea de indicație raportată la numărul de cicluri pentru variantele de lagăre încercate.

ţinerea cît mai îndelungată a valorii momentului de frecare de la etalonarea aparelor depinde corectitudinea înregistrării cantităţii de energie electrică consumate. Există desigur o strînsă dependenţă între fiabilitatea lagărelor sistemului mobil şi a contorului în ansamblul său. De aceea lagărele simple din punct de vedere constructiv, cu frecare mică, uzură mică şi durabilitate mare continuă să facă obiectul unor căutări şi cercetări.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Merj, H.*: Beispiele für Wechselwirkung Struktur und Werkstoffverhalten im Gleitlagern — Feintechnischetagung 1971 — Zürich.

[2] *Handelsman, Iu.*: Ob optimalnom radiuse olivaja — Ciasî i ciasovoe mehanizmî — 1966, Nr. 2

[3] *Handelsman, Iu.*: Kamnevie opori — Maşinostroienie — Moskva, 1973.

[4] *Schotter, G. F.*: Meter and instrument jewels and pivots. British Electrical and Applied Industries Research Association. Technical Report T/T 40. Londra 1953.

[5] *Demian, Tr.*: Contribuţii la studiul şi încercarea lagărelor pentru vîrfuri — teza de doctorat — Institutul politehnic Bucureşti, 1968.

Summmary

In this paper some aspects of spherical bearing tribology used in construction of electrical counters are presented. Experimental results obtained by the authors during a very long period are shown and solutions for spherical bearing made in Romania to increase precision and durability are suggested.

Résumé

L'ouvrage présente le mode de solutionner les problèmes tribologiques des poliers à surfaces sphériques de contact pour les compteurs électriques. On y présente les résultats des expérimentations faites par les auteurs sur les paliers de la production roumaine et on y donne des solutions pratiques pour augmenter la précision et la durabilité de ces paliers-ci.

Zusammenfassung

Die Arbeit beschäftigt sich mit den tribologischen Fragen von Lager mit spherischen Kontaktoberflächen die bei den elecktrischen Zehlern angewendet werden. Die Versuchsergebnisse, die während einer längeren Zeit, von den Verfassern auf Lagern rumänischer Herstellung erzielt wurden werden beschrieben und gleichzeitig werden einige Baumöglichkleiten für Präzision — und Zuverlässigkeitssteigerung vorgeschlagen.

Резюме

Работа занимается методом решения трибологических вопросов подшипников со сферическими контактыми площадками для электричских счетчиков.

Представляются резюльтаты исследовании выполнены авторами за долгое время с помощью подшипников румынского производства и предлагаются принять некоторые решения по увеличению точности и дольговечности этих элементов.

CZ: 621.822

Lagăre elastice autotermo—compensate

Dr. ing. Vasile STOICA – Institutul politehnic–Bucureşti

Creşterea gradului de tehnicitate şi a calităţii produselor de mecanică fină, implică evident studii şi cercetări ştiinţifice de profunzime, ale căror rezultate valorificate în producţie să permită asimilarea tipurilor optime tehnic şi economic. În ansamblul produselor acestui domeniu utilizate atît în activitatea de investigaţie ştiinţifică, cît şi în activitatea de producţie, o pondere importantă revine aparatelor de măsură şi control a mărimilor mecanice, electrice, magnetice etc., caracterizate dar mai ales diferenţiate prin principalele proprietăţi metrologice : mobilitate, sensibilitate, fidelitate, precizie, justeţea indicaţiei, fiabilitate.

Analizînd rezultatele cercetărilor întreprinse în domeniul cunoaşterii comportării aparatelor de măsură dotate cu lagăre elastice în ansamblu cît şi a fiecăruia dintre elementele lor constructive în parte, în condiţiile impuse de utilizarea lor, s-a constatat un gol în studiile existente şi anume : studiul influenţei variaţiei temperaturii asupra modului de comportare a lagărului elastic de tip bandă, cu prezentarea soluţiilor teoretice şi tehnice necesare pentru eliminarea deficienţelor cauzate de variaţia temperaturii mediului ambiant.

Deşi literatura de specialitate pune în evidenţă rezultatele cercetărilor cu privire la comportarea la temperatură a materialelor din care sînt confecţionate lagărele elastice de tip bandă, totuşi s-a considerat pînă în momentul de faţă că acest gen de lagăre nu este influenţat de variaţia temperaturii, ceea ce nu corespunde realităţii.

Pornind de la necesitatea transformării rezultatelor cercetărilor teoretice în soluţii constructive aplicate în condiţii de eficienţă tehnico-economică, a fost realizat — pentru înlăturarea influenţei variaţiei de temperatură asupra comportării lagărelor elastice de tip bandă — un nou tip constructiv de lagăr, **lagărul elastic de tip bandă, autotermocompensat,** care folo-

şeşte ca material de termocompensare, lamelele termobimetalice. Noul tip de lagăr elastic are la bază un sistem ingenios de lăgăruire imaginat în anul 1884 de Deprez-d'Arsonval, la care frecarea este zero.

Echipamentul mobil al aparatului este susţinut de două benzi elastice care la rîndul lor sînt fixate de nişte lamele de oţel arc denumite lamele de susţinere şi care au şi rolul de a pretensiona benzile.

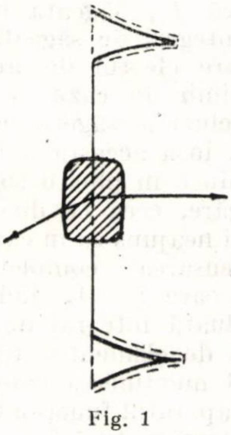


Fig. 1

Avantajele acestui tip de lagăr :

— dispare complet frecarea ;
— nu necesită ungere ;
— nu este influenţat de presiune, depuneri ;
— nu are părţi libere ;
— rezistenţa la rotire rămîne constantă în raport cu timpul ;
— jocuri egale cu zero ;
— înlătură influenţa deosebită a planului de aşezare a aparatului şi a condiţiilor dinamice de exploatare ;
— cuplul elastic necesar antrenării este de 14 ori mai mic ca la cele pe vîrfuri ;
— nu necesită cheltuieli de întreţinere.

Rezultă dezavantajele :

— poate fi utilizat numai pentru unghiuri de rotaţie limitate ;
— apare fenomenul de histeresis elastic ;
— în ultimul timp s-a constatat că precizia măsurătorilor este dependentă de temperatură.

Datorită calităţilor pe care le au aceste lagăre s-au impus în construcţia de aparate de măsură şi control, în domenii destul de variate cum ar fi aparate electrice de măsură, goniometrie, aparate de măsurat lungimi, cît şi foarte recent, la balanţele de foarte mare precizie (de ordinul 10^{-7}). Prin utilizarea la balanţele de mare precizie s-a remarcat dependenţa de temperatură a lagărelor elastice. Cîntărindu-se o aceeaşi greutate de mai multe ori, s-a constatat că ea prezintă valori diferite. Cum singurul element care se modificase era temperatura, s-a tras concluzia dependenţei măsurătorilor de variaţiile de temperatură. S-a constatat astfel că pentru o diferenţă de temperatură de 1°C apare o diferenţă la citire de o diviziune şi mai mult.

Analizîndu-se fenomenul s-a ajuns la concluzia că datorită variaţiei de temperatură se modifică — de altminteri aşa cum era şi normal — lungimea benzilor de susţinere a echipamentului mobil, deformare care deşi foarte mică schimbă atît valoarea forţei de pretensionare iniţială, cît şi poziţia ehipamentului mobil. Remedierea acestui neajuns este posibilă prin diferite metode şi anume :

— utilizarea aparatului în încăperi climatizate ;
— termostarea aparatului ;
— întocmirea, pentru fiecare aparat în parte, a unor diagrame, de corecţie funcţie de variaţia temperaturii. În acest caz este necesară dotarea aparatului cu un termometru care însă nu măsoară temperatura direct pe bandă, ci la o distanţă oarecare. S-a constatat experimental că pot exista diferenţe de cîteva grade între cele două puncte ; în plus, intervine şi subiectivitatea operatorului care în cele din urmă va face corecţiile bazat pe rutină şi nu prin consultarea diagramelor ;
— realizarea unui sistem care să elimine efectele datorită variaţiei de temperatură.

Lagărul elastic autotermocopensat prezintă avantajul că permite utilizarea aparatelor la orice variaţie de temperatură, fără a deforma rezultatele citirilor. În cazul aparatelor de măsură dotate cu lagăre elastice, nu se cunosc construcţii autotermocompensate. Principiul de realizare constă în înlocuirea lamelelor de susţinere din oţel de arc, prin lamele termobimetalice, care prezintă şi avantajele unei construcţii simple, rezistente şi a unei mari precizii instantanee.

Realizarea unei compensări bilaterale permite menţinerea constantă a poziţiei centrului echipamentului mobil, dilatările sau contracţiile benzilor fiind preluate de săgeata termică de încovoiere a lamelelor termobimetalice. Prin alegerea corespunzătoare a materialului şi a dimensiunilor lamelei termobimentalice se va obţine menţinerea constantă a forţei de pretensionare, indiferent de variaţiile de temperatură.

Pentru a se putea construi un astfel de lagăr este necesar să se cunoască :

— regimul de temperatură al benzii ;
— deformaţiile benzii ;
— regimul de temperatură al lamelelor de susţinere ;
— deformaţiile lamelelor termobimetalice.

Precizia citirii indicaţiilor aparatelor cu lagăre elastice depinde de lungimea benzilor care susţin echipamentul mobil. Deoarece lungimea benzii suferă modificări sub influenţa temperaturii mediului ambiant şi a fluxului termic primit de la sursa de iluminare, s-a determinat variaţia acestei lungimi în mai multe ipoteze, pentru a se putea efectua o comparaţie între rezultate. În cazul lagărelor elastice se impune eliminarea mărimilor perturbatoare care lucrează asupra lor.

Repartiţia temperaturii în lungul axului benzii este influenţată de : materialul benzii, forma secţiunii, lungimea benzii şi diametrul (diametrul echivalent) benzii. Calculele termice au

fost efectuate atît în condiții termice staționare, cît și nestaționare, pentru a elimina posibilitatea unei erori, ca urmare a unei ipoteze inițiale neconforme cu realitatea.

Fluxul termic primit la capătul benzii de la sursa de iluminare determină cîmpuri de temperatură nestaționare spațial în el și, deci, modificări ale lungimii sale.

În cazul regimului tranzitoriu, temperatura benzii va fi dată de relația :

$$t = t_0 + (t_f - t_0)\, 2 \int_{\eta=0}^{\eta=\frac{x}{2\sqrt{ax}}} e^{-\eta^2} d\eta = t_0 + (t_f - t_0) f_1$$

unde :

x — lungimea benzii ;
a — coeficientul de difuzabilitate termică a materialului ;
t_0 — temperatura inițială a benzii ;
t_f — temperatura capătului cald la același timp.

În cazul regimului permanent — flux termic constant supratemperatura la capătul rece al benzii va fi :

$$\delta_t = \left| \frac{\delta_l}{\cos h(m_l)} \right|$$

Funcție de această supratemperatură se determină alungirea benzii datorită fluxului de căldură primit de la sursa de iluminare, cît și datorită condițiilor de schimb de căldură între mediul ambiant și bandă.

Alungirea totală a benzii $\Delta l_t = \Delta l_1 + \Delta l_2$ va trebui să fie egală cu săgeata dezvoltată de lamela termobimetalică

$$\Delta y = \frac{a l_2 \,\Delta t}{h}$$

unde :

Δ_y — săgeata lamelei termobimetalice ;
l_2 — lungimea lamelei termobimetalice ;
h — grosimea lamelei termobimetalice ;
Δt — diferența de temperatură ;
a — săgeata specifică a termobimetalului.

De remarcat :

a) o alungire Δl_t a benzii poate fi obținută și printr-o acțiune a unei forțe mecanice lm ;

b) impiedicînd dezvoltarea săgeții termice a lamelei termobimetalice rezultatul se traduce prin apariția unei forțe P_t, care va lucra asupra elementului.

Notînd raportul dintre forța P_m și P_t prin

$$\xi = \frac{P_m}{P_t},$$

se definește ξ **ca fiind coeficientul specific de autotermocompensare. Acest coeficient are o importanță deosebită în realizarea lagărelor elastice autotermocompensate.**

Astfel, dacă $\xi > 1$, ceea ce corespunde unei solicitări cu o forță mecanică P_m mai mare decît cea termică P_t, săgeata mecanică nu va fi preluată integral de săgeata termică, și deci nu va apare efectul de autotermocompensare. În schimb, în cazul în care $\xi < 1$ se realizează preluarea săgeții mecanice, prin săgeata termică, însă aceasta avînd o valoare mai mică, introduce în plus o solicitare suplimentară în lagăre, ceea ce duce în fond la apariția aceluiași neajuns ca în cazul precedent. Autotermocompensarea completă se va obține în cazul în care $\xi = 1$, cînd săgeata mecanică este preluată integral de săgeata termică dezvoltată de elementul termobimetalic, permițînd astfel menținerea constantă a tensiunii în bandă, aparatul funcționînd, indiferent de variațiile de temperatură la care este supus, cu performanțele stabilite la temperatura de etalonare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Christoph, P.* : Aufhangebander A.T.M. 3/1951.
[2] *Demian, Tr.* : Mecanisme și elemente constructive de mecanică fină. Ed. didactică și pedagogică București 1970.
[3] *Geary, P. I.* : Flexure devices. Pivots movements suspensions. Britisch Scientific Instrument Research Association. South Hill Chislehurst 1961.
[4] *Hildebrand, S.* : Zur Berechnung von Torsionshandern in Feingeratebau. Feinwerktechink 6/1957.
[5] *Kaspar, F.* : Thermobimetalle in der Electrotechnik. VEB Verlag Technik, 1960.
[6] *Maurer, H.* : Balanța de torsiune, balanțe de precizie și utilizarea lor. Schweizer Maschinenmarkt 33/1970.
[7] *Puder, I.* : Cercetări referitoare la comportarea la variații de temperatură a aparatelor de măsurat lungimi in cazul aplicării unor cantități de căldură dintr-o singură parte. Feingeratetechnik nov 1970.
[8] *Rau, G.* : Termobimetalle. Pforzeim.
[9] *Trylinski, W.* : Fine mechanisme and precision instruments. Pregmon Press and Wydawnictova. Naukovo Techniczne. Varșovia 1971.
[10] *Stoica, V.* : Contribuții la studiul comportării la variații de temperatură a lagărelor elastice de tip bandă. Teză de doctorat. I.P.B. 1972.
[11] *Stoica, V.* : Paliers elastiques autothermo compensés, ,,Mayalle", nr. 2, 1975, Kinshasa.

Summary

The use of elastic tape-type bearings in limited rotation angle gauges became generalized due to their properties. It was find out that these elastic elements are negatively influenced by temperature variation, wich affects measurement accuracy as well. In order to avoid this shortcoming an elastic bearing, called ,,thermo-self compensated" is proposed which maintains measurement accuracy by a simple construction modification.

Zusammenfassung

Dank ihrer Eigenschaften beginnt die Anwedung der elastischen Bandfederlager in Messgeräten allgemein zu werden. Man stellte jedoch fest, dass die elastische Teile von den Temperaturschwankungen negativ beeinflusst werden, die auch auf die Messgenauigkeit rückwirkt. Um diese Unvollkommenheit zu beseitigen, schlägt man die sogenannten ,,thermisch selbstkompensierten" elastischen Bandfeder vor, die durch eine einfache Bauänderung die Messgenauigkeit bewahren.

Résumé

Les paliers élastiques type bande, grâce à leurs qualités, enregistrent un emploi accru dans l'utilisation des appareils de mesure ayant l'angle de rotation limité.

En fait, on a constaté que les éléments élastiques sont influencés négativement pas des variations de température, température qui a des répercussions sur l'exactitude mesures.

Dans le but d'enlever pareil inconvénient on propose des paliers élastiques nommés autothermocompensés, les quels, par un simple modification de construction, maintiennent la précision des mesures.

Резюме

1. Благодаря качествам, которыми обладают упругие подшипники ленточного типа, стало обобщаться их применение в измерительных приборах с ограниченным углом поворота.

Было установлено, что упругие элементы испытывают отрицательное воздействие от температурных изменений, что имеет последствия на точность измерений.

В целях устранения этого недостатка предлагаются упругие подшипники, названные автотермокомпенсированными, сохраняющие точность измерений путём простого конструктивного превращения.

CZ: 621.822:621.317.7

Cercetări privind problema lagărelor din pietre sintetice în construcţia aparatelor de măsurare de tip comparator, de precizie ridicată.

Asist. ing. Aurel I. CIOCÎRLEA-VASILESCU – Institutul Politehnic – Bucureşti
Ing. Gheorghe I. GHEORGHE, ing. Doru POLADE – Institutul de cercetări şi proiectări mecanică fină şi scule – Bucureşti

În cadrul construcţiei aparatelor de măsurare (unde se cere să se realizeze o precizie de măsurare cuprinsă între 0,0001 mm şi 0,005 mm) se întrebuinţează lagărele sintetice din safir sau rubin pentru fusurile axelor elementelor în mişcare, elemente constructive de mecanică fină componente ale mecanismelor de transmitere şi amplificare a mărimii de intrare. Utilizarea acestor lagăre face posibilă realizarea unor aparate cu o mentenanţă ridicată, indicatori de fiabilitate cu valori optime şi folosirea unor viteze de răspuns mari. Diminuarea frecărilor între fus şi lagăr este datorată caracteristicilor fizico-chimice ale corindonului sintetic, material de bază în execuţia acestor tipuri de lagăre.

Pentru utilizarea acestor lagăre la o cît mai mare diversitate de aparate este important de ştiut, forma exterioară a lagărului, profilul adiţional al găurii, formele de bază şi dimensiunile mai importante ale lagărelor sintetice [3, 4, 7] a căror simbolizare este făcută cu literele majuscule ale alfabetului, simbolizarea avînd la bază asemănarea caracteristicilor lagărelor cu forma literelor. Strîns legat de formele de bază ale lagărelor, putem utiliza diferite profile adiţionale ale interiorului găurii (3, 4, 7) simbolizate prin intermediul literelor mici ale alfabetului.

Cunoaşterea căilor de obţinere a unei combinaţii între profilele adiţionale cu formele de bază reprezintă pentru proiectant un inventar complet al acestor lagăre. În cadrul proiectării acestor lagăre, se au în vedere aceste trei elemente principale: forma de bază, profilul adiţional şi dimensiunile de gabarit, pentru care se poate face, printr-o combinare adecvată a caracteristicilor lor, un catalog complet al tuturor lagărelor executate din materiale sintetice. În aceste condiţii se asigură lagărul cel mai bun şi cel mai potrivit pentru scopul urmărit în construcţia AMC-urilor.

Pentru un răspuns complet în ceea ce priveşte utilizarea lagărelor, este important de ştiut şi împerecherea lagăr-fus, aşa încît să avem dimensiunile optime şi formele cele mai potrivite ale acestora, cu o frecare cît mai mică posibil.

În urma cercetărilor întreprinse au rezultat împerecherile lagăr-fus optime, care pot fi utilizate frecvent în industria constructoare de aparate. De asemenea, acestea au fost studiate în contextul unor caracteristici referitoare atît la forma lagărului, şi a fusului cît şi a regimului de lucru, ţinîndu-se cont aici de viteza de răspuns, sarcina repartizată pe fus şi regimul de ungere. Spre exemplu, pentru proiectarea unui ansamblu fus-lagăr care lucrează în regim de ungere, parametrii care determină poziţia de echilibru a picăturii de ulei în lagărul deschis sînt m şi n (fig. 1), legătura dintre ei fiind dată de relaţia:

$$m[\cos\theta_1 + \cos(\theta_2 + \alpha)] = n[\cos\theta_2 + \cos(\theta_1 + \varphi)]$$

Întrucît problema fus-lagăr, este foarte complexă din punct de vedere al frecării, trebuie calculat şi determinat experimental momentul de frecare pentru diverse posibilităţi de funcţionare ale cuplului fus-lagăr.

În cadrul experimentărilor efectuate odată cu studierea influenţei momentului de frecare

a fusului în lagăre asupra sensibilității și fidelității mecanismului de transmitere și amplificare de la aparatul comparator cu palpare laterală, scară bilaterală și valoarea diviziunii 0,002 mm, s-au obținut valorile centralizate în tabelul nr. 1.

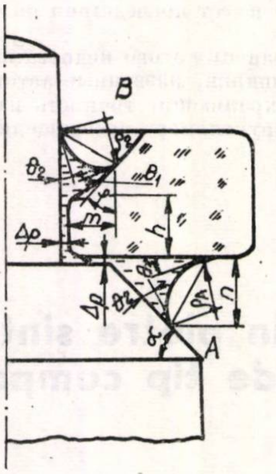


Fig. 1. Lagăr deschis, lubrifiantul în poziție de echilibru.
θ_1 – unghi de ungere;
θ_2 – unghi de ungere;
α – unghi fus;
φ – unghi piatră.

Tabelul 1

Rezultatele experimentale obținute studiind influența momentului de frecare asupra sensibilității și fidelității mecanismului de transmitere și amplificare al aparatului.

Nr. crt.	Poz. fusului în lagăr	Tipul lagărului sintetic experimentat		Valorile obținute teoretic (10^{-2}N.mm)	Valorile obținute experimental (10^{-3}N.mm)	
		Seitz	Mercuria		Uscat	Cu ungere
1	orizontal	da	—	0,061	0,078	0,069
2		da	—	0,061	0,081	0,068
3		da	—	0,061	0,077	0,068
4		—	da	0,061	0,083	0,071
5		—	da	0,061	0,085	0,071
6		—	da	0,061	0,084	0,070
1	vertical	da	—	0,074	0,090	0,081
2		da	—	0,074	0,091	0,081
3		da	—	0,074	0,090	0,080
4		—	da	0,074	0,077	0,085
5		—	da	0,074	0,098	0,087
6		—	da	0,074	0,095	0,085

Prelucrînd rezultatele experimentale și comparîndu-le cu cele obținute teoretic [2, 3, 4, 5, 6] s-a ajuns la următoarele concluzii:

– valorile momentului de frecare obținute experimental sînt mai mari față de valorile calculate teoretic;

– valorile momentului de frecare obținute experimental folosind lagăre sintetice produse de firma Seitz sînt apropiate de valorile momentului de frecare obținute experimental folosind lagăre sintetice produse de firma Mercuria;

– valorile momentului de frecare obținute experimental pe lagăre care lucrează în regim de ungere sînt sensibil mai mici decît valorile momentului de frecare obținute experimental pe lagăre care lucrează în regim uscat.

La funcționarea fusului în poziția verticală, s-a observat că deși s-a folosit același lubrifiant, în lagărul inferior lubrifiantul s-a întărit iar în cel superior starea lui nu s-a deosebit cu nimic de starea lui din repaus (examinarea a fost făcută vizual). Atenția a fost îndreptată în direcția examinării lubrifiantului întărit, spre a găsi în el impurități sau alte defecte, ce pot determina o oxidare rapidă sau o uscare a lui în timpul funcționării ansamblului fus-lagăr sintetic. Deoarece rezultatele probelor analizate nu indicau prezența unor impurități pentru toate probele, s-au repetat experimentările în condiții severe de protecție contra pătrunderii prafului sau a altor impurități. Rezultatele au pus în evidență o altă cauză a întăririi lubrifiantului și anume cantitatea de lubrifiant în lagărul mecanismului. Diferențele sensibile între rezultatele obținute teoretic și experimental se datoresc și metodei folosite la determinarea valorilor momentului de frecare în lagăre, susceptibilă de îmbunătățit.

Gradul de finisare a suprafețelor lagărului fiind diferit (diferențe foarte mici) ca și gradul de finisare a fusului, impun ca fiecare lagăr și fus să fie riguros verificate înainte de utilizare. Operația se poate face cu ajutorul mijloacelor de măsurare cu comparator electronic și microscop stereoscopic pentru verificarea aspectului, dimensiunilor, finisării și prin metoda testării lagărelor prin imersiune, pentru interiorul profilului adițional al lagărelor, metodă ce utilizează lichid cu același indice de refracție (fig. 2, 3).

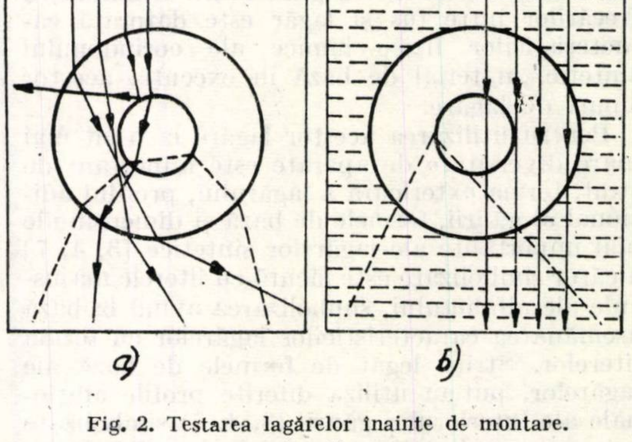


Fig. 2. Testarea lagărelor înainte de montare.
a – în mediu uscat;
b – prin imersiune.

Montarea acestor lagăre, pentru o utilizare corectă, se poate face fie direct în plăcile de bază ale mecanismului fie în monturi speciale care să răspundă unor cerințe, printre care amintim: preluarea jocului axial, absorbirea șocului și altele.

Construcţiile miniaturizate de montaje cu lagăre sintetice constau din unul sau două lagăre presate într-un locaş din metal sau dintr-un bloc din alamă, oţel sau bronz-beriliu. Redăm mai jos cîteva tipuri de montaje miniaturizate utilizate frecvent în construcţia de aparate, fiecare montaj avînd particularităţile lui (montaj rigid sau elastic) în funcţie de scopul funcţional al aparatului (fig. 4).

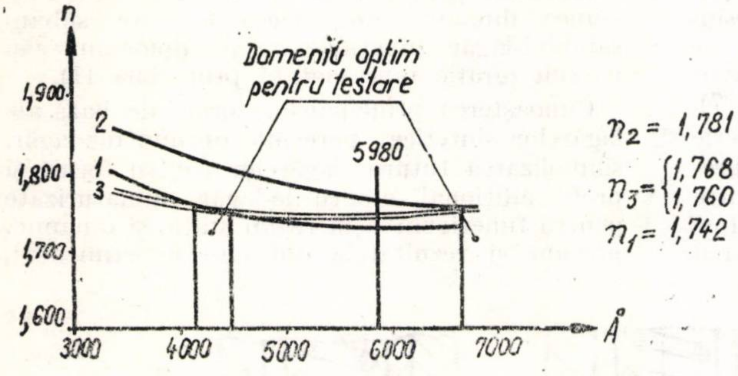


Fig. 3. Diagrama în sistemul indice de refracţie şi lungime de undă.

a – ptr. iodură de metilen;
b – ptr. iodură de metilen + sulfură;
c – ptr. corindon.

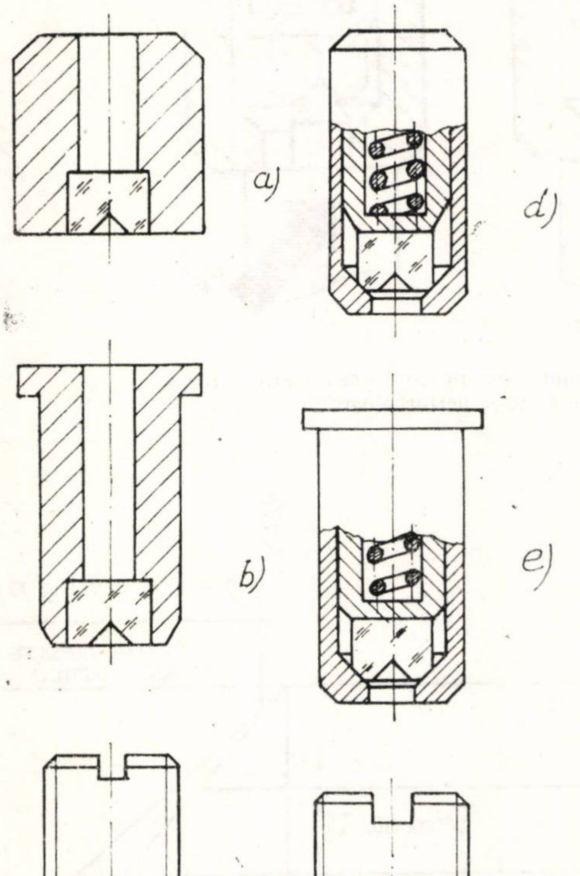


Fig. 4. Soluţii constructive fus-lagăr sintetice utilizate în construcţia aparatelor de măsurare tip comparator cu val. div. 0,002 mm realizate în ţară.

a – lagăr bloc-blocat;
b – lagăr bloc-rezemat;
c – lagăr bloc-înşurubat;
d – lagăr bloc-presat absorbant de şoc;
e – lagăr bloc-absorbant de şoc;
f – lagăr bloc-înşurubat absorbant de şoc.

Există o preferinţă pentru folosirea lagărelor-bloc, în locul celor montate direct în placă, pentru că ele sînt mai mari ca dimensiuni şi pot fi manipulate mai uşor, iar blocarea (fixarea şi blocarea) depinde de însăşi soluţia constructivă adoptată.

În construcţia diverselor aparate se pot utiliza lagăre-bloc în funcţie de tipul fusului folosit în cadrul aparatului (fig. 5), montaje pentru tipul de fus cu vîrf conic şi fus cilindric.

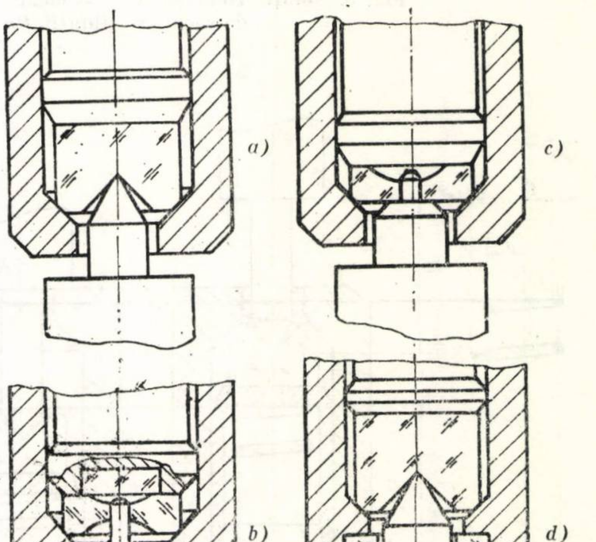


Fig. 5. Soluţii constructive fus-lagăr sintetic recomandate.

a – fus cu vîrf cilindric;
b – fus cu vîrf conic.

Atunci cînd aparatul funcţionează în regim dinamic (şocuri, vibraţii) se folosesc soluţii constructive care ajută fusul axului să absoarbă şocurile şi să nu se deterioreze (fig. 6).

La soluţiile constructive pentru montajele arătate, forţele de şoc deformează lagărul şi astfel şocul nu se exercită pe vîrful pivotului ci pe o parte nefuncţională a fusului, funcţionarea pivotului fiind supusă numai la presiunea arcului. Deplasarea pietrei în funcţie de presiunea exercitată pe lagăr de către pivot este reprezentată grafic de o dreaptă (fig. 7).

Deplasarea medie a lagărului pentru o serie de subansamble-lagăre în montură este reprezentată grafic de o suprafaţă conţinută între două drepte divergente. Mărimea unghiului format de aceste drepte depinde de dimensionarea arcului : d, n, r. Comprimarea statică este deformaţia iniţială, a arcului, datorită montajului arcului în subansamblu-lagăr, arcul fiind comprimat prin punctele : $K \ldots h - F$. Presiunea dinamică este aceea la care subansamblul-lagăr funcţionează în domeniul său maxim (grafic reprezentată prin zona II).

Cunoaşterea principalelor forme de bază ale lagărelor sintetice perechile optime fus-lagăr, simbolizarea tuturor lagărelor pentru formă şi profil adiţional, monturile-lagăr miniaturizate pentru funcţionarea în regim static şi dinamic, precum şi rezultatele obţinute experimental[1],

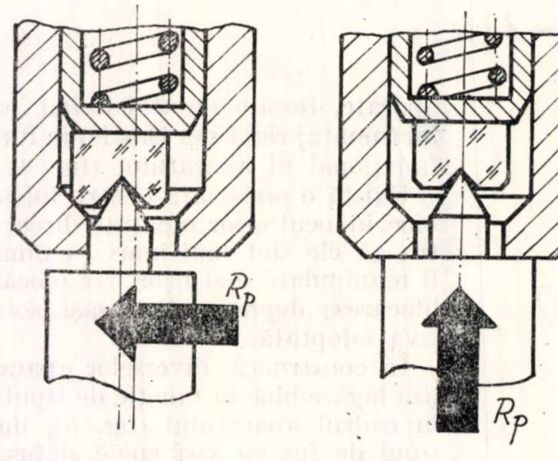


Fig. 6. Soluţii constructive fus-lagăr sintetic recomandate în cazul funcţionării în regim de şocuri şi vibraţii *Rp*. rezultanta forţelor perturbatoare.

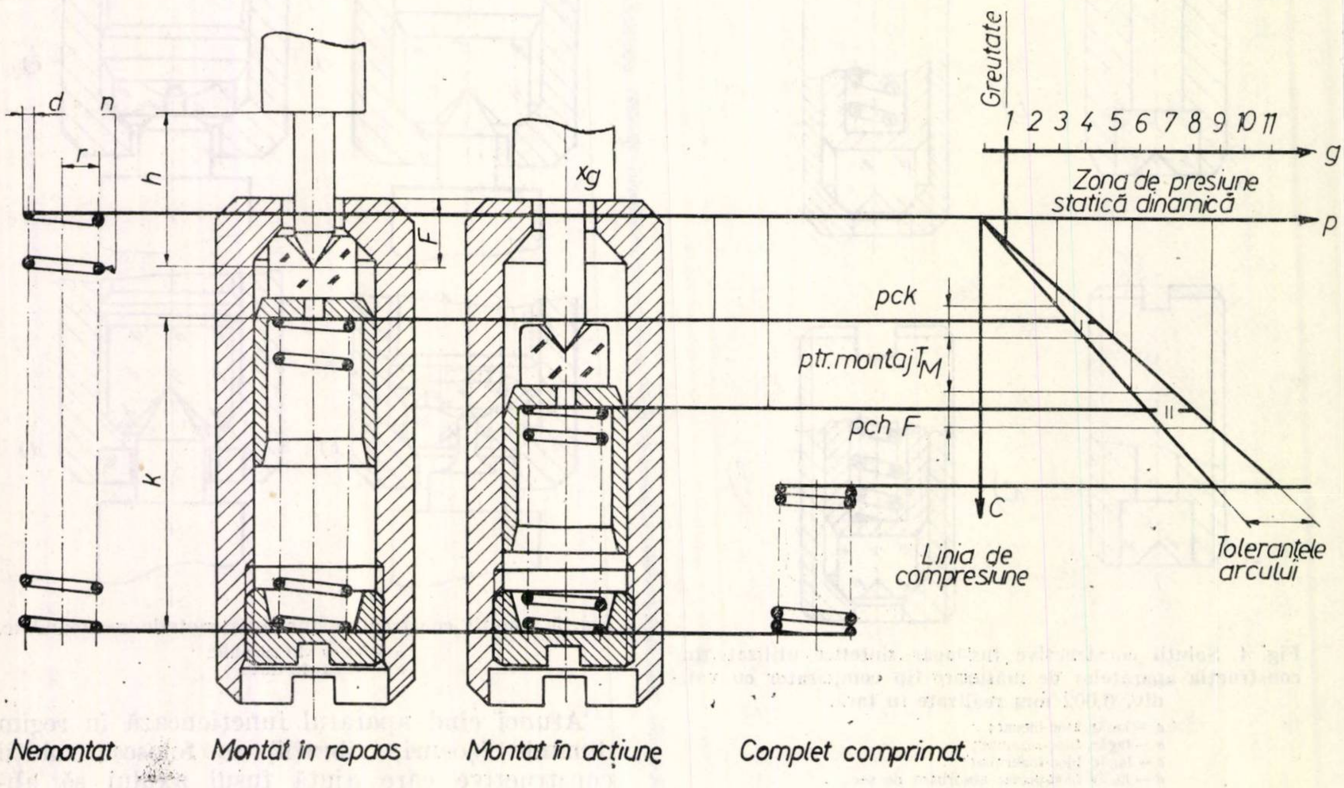


Fig. 7. Diagrama deplasării pietrei funcţie de sarcina exercitată în fus asupra ei.

fac posibilă aplicarea pe o scară largă a lagărelor sintetice la aparatele de măsurare de precizie ridicată, asigurîndu-le înalte performanţe tehnice. Totodată este important să se cunoască, de către cercetătorul şi proiectantul din acest domeniu, faptul că avînd lagărele din piatră, atenţia trebuie îndreptată asupra cercetării şi proiectării fusului astfel încît să se realizeze un subansamblu fus-lagăr care să răspundă cerinţelor de ordin funcţional.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Demian, Tr.* : Mecanisme şi elemente constructive de mecanică fină, Partea I-a şi Partea II-a, E.D.P., Bucureşti, 1970.

[2] *Demian, Tr.* : Contribuţii şi încercarea lagărelor pentru vîrfuri, Teză de doctorat, Bucureşti, 1968.

[3] *Gheorghe, Gh., Palade, D., Ciocîrlea-Vasilescu, A.* : Studii şi cercetări privind utilizarea lagărelor din pietre sintetice în construcţia A.M.C. — lungimi în Simpozionul de Mecanisme şi Transmisii Mecanice, Reşiţa, 22—24 octombrie 1976, Vol. 6, pag. 1781—1790.

[4] *Handelisman, Iu. M.* : Kamnevîe opcrî, Izd. Maşinostroenie, Moscova, 1973.

[5] *Tiron, M.* : Teoria erorilor de măsurare şi metoda celor mai mici pătrate, Editura Tehnică, Bucureşti, 1972.

[6] * * * : Guide for unsers of synthetic jewels.

Summary

After presenting the place of synthetic stone bearings in gauge construction imposed by the achievement of their high accuracy too, the paper includes the results of the experiments performed on the transmission and amplification mechanisms of devices, regarding the influence of friction moment on device fidelity.

The authors suggest some constructive solutions for subassemblies journal-bearing-mount and give indications to the designer of such fine-mechanics construction elements regarding the determination of optimum dimensions, which should lead to minimum friction. The way to knowing the complete bearing inventory is indicated, too.

Résumé

Après la présentation de la place des paliers de pierres synthétiques dans la construction des appareils de mesure, place imposée par le très haut degrès de précision de ces appareils, l'ouvrage contient les résultats des expérimentations effectuées sur le mécanisme de transmition et d'amplification des comparateurs, concernant l'influence du moment de frottement cheville-palier, sur la fidélité d'appareil.

Les auteurs proposent quelques solutions constructives pour le sous-ensamble cheville-palier-monture et donnent quelques indications pour la projection des élements constructives de mécanique fine de ce genre, en ce qui concerne l'établissement des dimensions optimes qui conduisent à un frottement minime.

Zusammenfassung

Nachdem der Platz der Lager aus synthetischen Steinen im Messgerätebau dargestellt wird, erforderlich für Erzielung hoher Präzision, enthält die Arbeit noch die Ergebnisse der auf Überleitungs — und Verstärkungstrieben der bei I.C.P.M.F.S. — Bukarest hergestellten Vergleichsgeräte durchgeführten Versuchungen im Bezug auf den Einfluss des Reibmoments auf die Gerätetreue.

Die Verfasser schlagen einige Baulösungen, für Ax-Lager-Montur Einheite vor und geben dem Projektant Hinweise über solche Feinbaugeräte, im Bezug auf Feststellung der Optimalabmessungen welche zu einer Minimalreibung führen.

Man gibt auch Hinweise über die genaue Kennung des Lagerinventars aus synthetischen Steinen.

Резюме

Предтворительно дана место цилиндрических подшипников из синтетических камней в конструкции измерительных приборов требуемые и при выполнений повышеный их точности, научный труд содержит опытные работы исполнненые в I.C.P.M.E.S. Бухарест над передачных и усиленых механизмов индикаторов по влиянию момента трения (шип-подшипник) на правильность прибора.

Авторы предлагают несколько конструктивные решения для узлов шип-подшипник обойма и показывают проэктировщикаму оптимальное размеры ведущие к минимальному трению.

Также показывают как можно узнать полное и мущество подшипников из синтетических камней.

CZ : 631—233

Sinteza mecanismelor cu camă şi tachet oscilant.

Ing. Eugen CURATU — Institutul politehnic — Bucureşti

Utilizarea frecventă a mecanismelor cu camă şi tachet oscilant în construcţia perifericelor de calculatoare şi automate necesită soluţionarea sintezei acestor mecanisme în mod riguros, punînd problema unghiului de presiune chiar în etapa de dimensionare. De alegerea judicioasă a unghiului de presiune, funcţie de parametrii geometrici, cinematici şi dinamici, depinde în mare măsură randamentul şi funcţionalitatea mecanismului. Articolul de faţă îşi propune rezolvarea generalizată a sintezei mecanismelor cu camă şi tachet oscilant, adică determinarea unor relaţii care să permită efectuarea sintezei unui astfel de mecanism în cazul oricărei legi de mişcare cerută tachetului şi al oricăror particularităţi constructive.

Pornind de la legea de mişcare impusă tachetului, problemele ce se pun sintezei mecanismului cu camă sînt :

1. D e t e r m i n a r e a p r o f i l u l u i c a m e i.

2. Valorile unghiului de presiune.

3. Alegerea principalelor dimensiuni ale mecanismului:

r_0 — raza rolei tachetului;
ρ_{min} — raza minimă a camei;
l — lungimea tachetului;
c — distanţa între axele camei şi tachetului.

Sinteza mecanismelor cu camă şi tachet oscilant poate urmări două metode:

1. Efectuarea sintezei mecanismului cu tachet oscilant cu rolă, făcînd apoi particularizarea pentru cazul tachetului fără rolă ($r_0 = 0$).

2. Rezolvarea sintezei mecanismului cu tachet fără rolă, făcînd apoi generalizarea pentru cazul tachetului cu rolă, considerînd profilul camei, determinat pentru tachet fără rolă, ca loc geometric al centrului rolei, la distanţă constantă r_0 măsurată pe normala la profil.

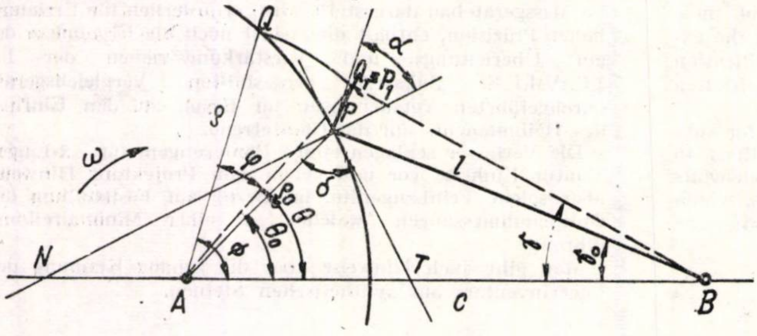


Fig. 1. Mecanism cu camă şi tachet oscilant fără rolă.

Se va utiliza a doua metodă, dată fiind simplicitatea relativă a relaţiilor în cazul mecanismului cu tachet fără rolă (fig. 1).

Se dă sau se determină legea deplasării unghiulare a tachetului în funcţie de unghiul φ de rotire al camei:

$$\Delta\gamma(\varphi) \quad \text{sau} \quad \gamma = \gamma_0 + f(\varphi) \tag{1}$$

La momentul iniţial $t = t_0$: $\gamma = \gamma_0$

$$\varphi = 0, \quad \theta = \theta_0, \quad \rho = \rho_0, \quad \Phi = \theta_0$$

Este de preferat ca momentul iniţial t_0 să fie ales, corespunzător razei minime a camei $\rho_0 = \rho_{min}$.

Unghiul de rotaţie al camei depinde de mişcarea dată acesteia, de obicei mişcare uniformă $\varphi(t) = \omega t$ sau oscilatorie $\varphi(t) = \varphi_{max} \sin \omega t$.

Pornind de la legea de mişcare cerută tachetului, $\Delta\gamma(\varphi)$, se urmăreşte determinarea parametrilor constructivi şi a ecuaţiei profilului camei în coordonate polare $\rho(\Phi)$, considerînd poziţia iniţială (AB) ca origine de măsurare a unghiurilor Φ.

Ecuaţia profilului camei, exprimată parametric, funcţie de γ se obţine rezolvînd triunghiul AP_1B şi observînd că

$$\Phi = \theta + \varphi \tag{2}$$

$$\rho^2 = l^2 + c^2 - 2\,cl\cos\gamma, \text{ şi} \tag{3}$$

$$\operatorname{tg}\theta = \frac{l\sin\gamma}{c - l\cos\gamma} \tag{4}$$

funcţia $\rho(\gamma)$, se poate verifica, este monoton crescătoare, ceea ce arată că unghiului γ minim corespunde ρ_{min}; făcînd $\gamma = \gamma_0$ se obţin ρ_0 şi θ_0, parametrii constructivi ai mecanismului:

$$\rho_0^2 = l^2 + c^2 - 2\,cl\cos\gamma. \tag{5}$$

$$\operatorname{tg}\theta_0 = \frac{l\sin\gamma_0}{c - l\cos\gamma_0} \tag{6}$$

Considerînd cazul cel mai defavorabil pentru mecanismul din figura 1 (rotaţia camei în sensul acelor de ceasornic) condiţia impusă unghiului de presiune α pentru a asigura funcţionarea mecanismului este ca, în orice moment:

$$N\cos\alpha > \mu N\sin\alpha$$

unde:

N — forţa normală transmisă de către camă tachetului;
$\mu = \operatorname{tg}\varphi_r$ — coeficientul de frecare între camă şi tachet;
φ_r — unghi de frecare.

Condiţia se mai poate scrie:

$$\alpha < \pi/2 - \varphi_r \tag{7}$$

Valoarea unghiului de presiune (între normala la profil şi tangenta la traiectoria vîrfului tachetului), într-un punct oarecare de contact camă-tachet, se determină cu relaţia:

$$\alpha = \pi - (\gamma + \theta + \delta) \tag{8}$$

Valoarea unghiului δ, între tangenta la profilul camei şi raza vectoare, este dată de expresia:

$$\operatorname{tg}\delta = \frac{\rho}{d\rho/d\Phi} = \frac{\rho^2\cdot\Phi'}{\rho\cdot\rho'}, \tag{9}$$

valabilă pentru ecuaţia profilului camei scrisă sub formă parametrică.

Etapele sintezei

I. Ecuaţia parametrică a profilului camei

$$\begin{cases}\Phi = \Phi(\varphi)\\ \rho = \rho(\varphi)\end{cases}$$

Eliminînd γ şi θ între (1), (2), (3) şi (4) se obţine :

$$\begin{cases} \Phi = \varphi + \arctg \dfrac{l \sin [\gamma_0 + f(\varphi)]}{c - l \cos[\gamma_0 + f(\varphi)]} \\ \rho = \sqrt{l^2 + c^2 - 2\, cl \cos[\gamma_0 + f(\varphi)]} \end{cases} \quad (10)$$

II. Expresia unghiului de presiune în funcţie de parametrul φ

Se elimină γ, θ şi δ între (1), (4), (8) şi (9), obţinînd :

$$\alpha(\varphi) = \pi - \{\gamma_0 + f(\varphi) + \arctg \frac{l \sin [\gamma_0 + f(\varphi)]}{c - l \cos[\gamma_0 + f(\varphi)]} + \arctg \frac{l^2 + c^2 - 2cl \cos[\gamma_0 + f(\varphi)]}{cl \sin [\gamma_0 + f(\varphi)]} \cdot \frac{\Phi'}{f'}\}. \quad (11)$$

III. Dimensionarea mecanismului.

Se impun valorile unghiului de presiune α_0 şi α_{max}, rezultînd două relaţii între dimensiunile mecanismului. Alegînd sau dîndu-se $\gamma_0 = \gamma_{min}$ în legea mişcării tachetului, se calculează $\rho_0 = \rho_{min}$ şi θ_0 din relaţiile (3) şi (4).

Generalizarea sintezei pentru mecanismul cu camă şi tachet oscilant cu rolă

Se face sinteza mecanismului cu tachet fără rolă, cu singura modificare : valoarea coeficientului de frecare μ din relaţia (7) se referă de această dată la frecarea din articulaţia rolei tachetului.

Se alege raza rolei astfel ca între rolă şi camă să nu existe decît rostogolire, deci :

$$r_0 > f/\mu_r, \quad (12)$$

unde :

f — coeficientul frecării de rostogolire între rolă şi camă ;
μ_r — coeficientul frecării de alunecare între rolă şi camă.

Restul dimensiunilor mecanismului rămîn aceleaşi.

Pentru determinarea profilului camei se consideră profilul camei determinat pentru tachetul fără rolă ca loc geometric al centrului rolei, la distanţa constantă r_0 măsurată pe normala la profil (fig. 2).

Din figura 2 se pot deduce relaţiile de trecere de la profilul camei fără rolă, de ecuaţia determinată (10), la profilul camei cu rolă

$$\begin{cases} \Phi_r = \Phi_r(\varphi) \\ \rho_r = \rho_r(\varphi) \end{cases};$$

$$\Phi_r = \Phi + \Delta\Phi \quad (13)$$

$$\rho_r^2 = \rho^2 + r_0^2 - 2\, \rho r_0 \sin \delta \quad (14)$$

$$\tg \Delta\Phi = \frac{r_0 \cos \delta}{\rho - r_0 \sin \delta}, \quad (15)$$

unde $\tg \delta = \dfrac{\rho\Phi'}{\rho'}$, tangenta unghiului între raze vectoare şi tangenta la profilul camei fără rolă.

Se elimină $\Delta\Phi$ între ecuaţiile (13) şi (15) şi se calculează $\sin \delta$ şi $\cos \delta$, obţinînd ecuaţia parametrică a profilului camei cu rolă :

$$\begin{cases} \Phi_r = \Phi + \arctg \dfrac{\rho' r_0}{\rho(\sqrt{\rho'^2 + \rho^2 \Phi'^2} - r_0 \Phi')} \\ \rho_r = \sqrt{\rho^2 + r_0^2 - 2\, \rho r_0 \cdot \dfrac{\rho\Phi'}{\sqrt{\rho'^2 + \rho^2 \Phi'^2}}} \end{cases} \quad (16)$$

unde $\Phi = \Phi(\varphi)$ şi $\rho = \rho(\varphi)$ sînt date de ecuaţiile parametrice (10).

Observaţie :

Relaţiile de sinteză, determinate în condiţii generale se aplică în toate cazurile, oricare ar fi legea de mişcare impusă tachetului oscilant, totuşi fiecare lege de mişcare are particularităţile care pot simplifica sau complica lucrurile.

Astfel, dacă legea de mişcare impusă tachetului se referă la o rotaţie completă a camei $\varphi \in [0; 2\pi]$, valorile unghiului maxim de presiune şi a razei minime se determină anulînd primele derivate ale funcţiilor respective, cu care ocazie se determină şi poziţia iniţială γ_0.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Demian Traian* : ,,Mecanisme şi elemente constructive de mecanică fină''. Partea I. Editura didactică şi pedagogică. Ediţia a doua, Bucureşti 1970.

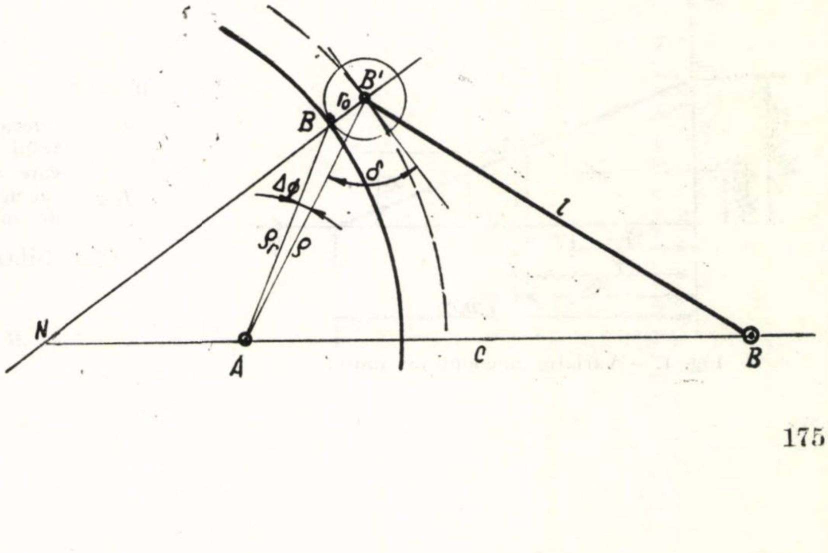


Fig. 2. Mecanism cu camă şi tachet oscilant cu rolă.

Summary

The author solves the question of finding the best cam profile of an oscillatory tappett device. The angular tapett movement law is considered as given. General case synthesis relations are obtained. Aplications: cams haft design in automatic machines and computers.

Résumé

On a résolu le problème à trouver le profil de la came d'un mécanisme à taquet oscillant avec et sans role, en donnant la loi de déplacement angulaire du taquet.

On établit, en général, des relations de synthèse en considérant les valeurs de l'angle de pression.

Applications: la projection des mécanismes à cames en automates et périphériques des calculateurs.

Zusammenfassung

Man löst die Frage des Profilerhaltens in Nockengetrieben mit schwingenden Stössel, mit und ohne Rolle, wobei das Winkelverschiebungsgesetz des Stössels als angegeben betrachtet wird.

Man erhält die Synthese beziehungen im allgemeinen Fäle in Abhängigkeit vom Druckwinkel. Beispielle: Entwurf von Nockengetrieben in Automaten und Rechnern.

Резюме

Работа решает задачи определения профили кулачка механизма с кулачком и толькателю когда данна закон перемещении толькателя.

Уравнения синтезы — общие, и включают уголь давления.

Можно использовать метод в проектирование механизмов с кулачками автоматов и Э. В. Ц. М-ов.

CZ: 621–231: 681.01

Metoda grafo-analitică de calcul al arcului motor al unor mecanisme de mecanică fină

Asist. ing. Silvia IONESCU-MUSCEL – Institutul politehnic – București

1. Introducere

În domeniul mecanicii fine se întîlnesc frecvent cazuri în care mecanisme menite să îndeplinească anumite funcțiuni în intervale de timp stabilite sînt acționate de arcuri motoare tip spiral-plan și flexionale. Amintim în acest sens mecanismele obturatoarelor fotografice, mecanismele de temporizare, mecanismele jucăriilor mecanice, etc. În calculul de dimensionare a arcurilor motoare se utilizează de obicei metoda analitică de calcul, bazată pe egalitatea dintre lucrul mecanic furnizat de arcul motor și energia cinetică a mecanismului acționat de acesta.

În ipoteza unei variații lineare a momentului furnizat de arc, momentul motor corespunzător unui unghi de rotație φ (fig. 1) este:

$$M = \frac{M_{max}}{\varphi_{max}}(\varphi_{max} - \varphi), \qquad (1)$$

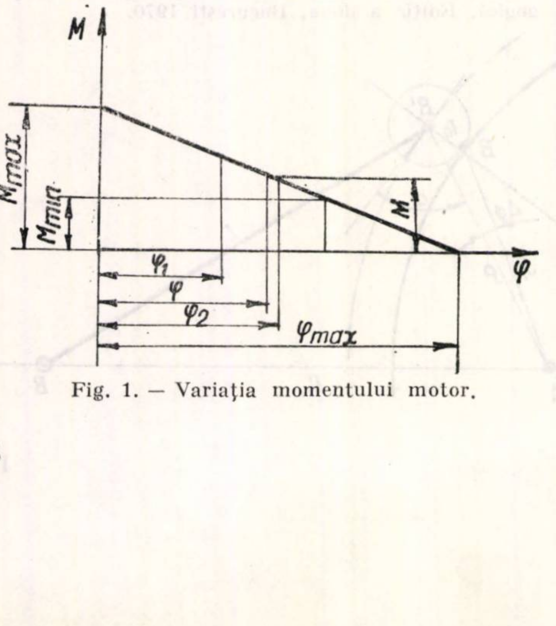


Fig. 1. – Variația momentului motor.

în care:

M_{max} – momentul arcului la începutul mișcării;
M_{min} – momentul arcului la sfîrșitul mișcării;
φ_{max} – unghiul total de răsucire a arcului.

În figura 1 s-a notat cu φ_1 unghiul de rotire a arcului de la începutul mișcării acestuia pînă la începutul realizării funcției dorite a mecanismului, iar prin φ_2 unghiul de rotire de la începutul mișcării pînă la sfîrșitul realizării funcției dorite.

La desfășurarea arcului cu unghiul φ, acesta realizează un lucru mecanic A:

$$A = \frac{M_{max} + M}{2}\varphi = \frac{2M_{max}\varphi\left(1 - \dfrac{\varphi}{2\varphi_{max}}\right)}{2}. \qquad (2)$$

Pe de altă parte, energia cinetică a mecanismului pus în mișcare de arcul motor este:

$$E = \frac{I_{red}\,\omega^2}{2}, \qquad (3)$$

unde:

ω – viteza unghiulară a elementului conducător al lanțului cinematic al mecanismului considerat (pe care se montează arcul motor);
I_{red} – momentul de inerție al mecanismului redus la axa de rotație a elementului conducător.

Din bilanțul energetic rezultă:

$$2\eta_m M_{max}\varphi\left(1 - \frac{\varphi}{2\varphi_{max}}\right) = I_{red}\,\omega^2, \qquad (4)$$

în care η_m este randamentul mecanic al mecanismului.

Înlocuind în expresia (4) pe ω cu $\frac{d\varphi}{dt}$ și explicitînd pe dt se obține:

$$dt = \sqrt{\frac{I_{red}\,\varphi_{max}}{\eta_m M_{max}}}\frac{d\varphi}{\sqrt{(2\varphi - \varphi)\varphi}}. \quad (5)$$

Timpul util în decursul căruia se parcurge unghiul $\varphi_2 - \varphi_1$ va fi:

$$t_u = \frac{I_{red}\,\varphi_{max}}{\eta_m M_{max}}\int_{\varphi_1}^{\varphi_2}\frac{d\varphi}{(2\varphi_{max} - \varphi)\varphi} =$$

$$= \sqrt{\frac{I_{red}\varphi_{max}}{\eta_m M_{max}}}\cdot\left[\arcsin\left(\frac{\varphi_2}{\varphi_{max}} - 1\right) - \arcsin\left(\frac{\varphi_1}{\varphi_{max}} - 1\right)\right], \quad (6)$$

iar momentul maxim necesar:

$$M_{max} = \frac{I_{red\,max}}{\eta_m t_u^2}\left[\arcsin\left(\frac{\varphi_2}{\varphi_{max}} - 1\right) - \arcsin\left(\frac{\varphi_1}{\varphi_{max}} - 1\right)\right]. \quad (7)$$

Relația (7) servește la dimensionarea arcului motor pe baza condițiilor cinematice impuse mecanismului.

Metoda analitică, după cum se poate vedea din desfășurarea calculului prezentat, se aplică la acele mecanisme la care momentul de inerție redus este o mărime constantă. De cele mai multe ori însă, momentul de inerție redus variază în decursul unui ciclu, în funcție de poziția elementului conducător. În acest caz, calculul momentului maxim cu ajutorul relației (7) conduce la rezultate eronate. Pentru exemplificare, ne vom referi în continuare la mecanismul schițat în figura 2.

Este mecanismul de obturare al unui obturator fotografic de tip central, alternativ. Arcul motor 5 este montat pe manivela 1. Prin intermediul bielei 2 mișcarea se transmite inelului 3 de acționare a paletelor 4. Momentul de inerție al întregului mecanism redus la axa de rotație a manivelei, are expresia:

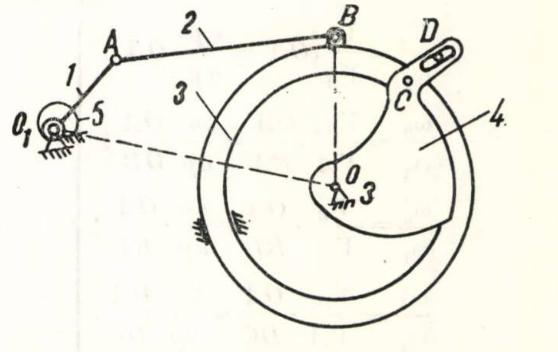


Fig. 2 — Schema mecanismului obturatorului central alternativ:
1 — manivelă; 2 — bielă; 3 — inel; 4 — paletă;

$$I_{rel} = I_1 + m_2\left(\frac{V_2}{\omega_1}\right)^2 + I_2\left(\frac{\omega_2}{\omega_1}\right)^2 + I_3\left(\frac{\omega_3}{\omega_1}\right)^2 +$$

$$+ n\left[m_4\left(\frac{V_4}{\omega_1}\right)^2 + I_4\left(\frac{\omega_4}{\omega_1}\right)^2\right], \quad (8)$$

unde:

- I_1 — momentul de inerție al manivelei în raport cu axa de rotație O_1;
- I_3 — momentul de inerție al inelului în raport cu axa de rotație O_3;
- I_2 — momentul de inerție al bielei în raport cu o axă paralelă cu axa de rotație, trecînd prin centrul de greutate G_2;
- I_4 — momentul de inerție al paletei în raport cu o axă paralelă cu axa de rotație, trecînd prin centrul de greutate G_4;
- m_2 — masa bielei;
- m_4 — masa paletei;
- n — numărul de palete;

$$\omega_1 = \frac{V_A}{OA}\,;\ \omega_2 = \frac{V_{BA}}{BA}\,;\ \omega_3 = \frac{V_B}{BO_2}\,;\ \omega_4 = \frac{V_{DC}}{DC}. \quad (9)$$

Pentru determinarea rapoartelor vitezelor se construiește planul vitezelor pentru diferite poziții ale mecanismului. Planul vitezelor pentru una din aceste poziții (fig. 3, a) este dat în figura 3, b.

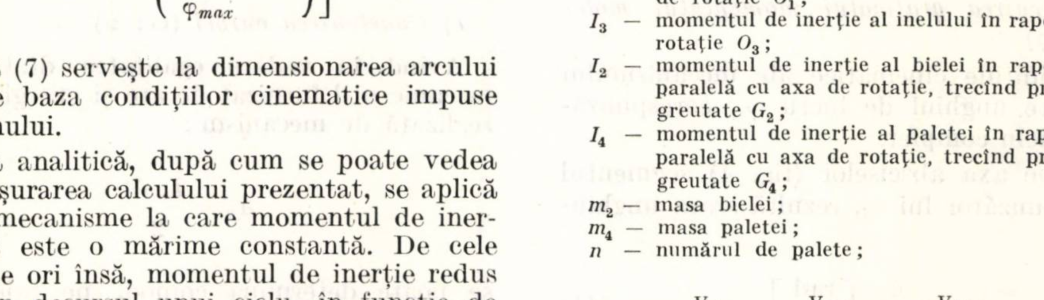


Fig. 3 — Una din pozițiile mecanismului și planul vitezelor corespunzător;

Vectorul Pe reprezintă viteza centrului de greutate al bielei AB; iar Pf viteza centrului de greutate al elementului 4 (paleta), ambele aflate în mişcare plană oarecare.

Din planul vitezelor rezultă:

$$\left.\begin{aligned} &\frac{V_2}{\omega_1} = \frac{V_2}{V_A}.OA = \frac{ep}{ap}\cdot OA;\\ &\frac{\omega_2}{\omega_1} = \frac{V_{BA}}{VA}.\frac{OA}{BA} = \frac{ba}{ap}.\frac{OA}{OB};\\ &\frac{\omega_3}{\omega_1} = \frac{V_B}{VA}.\frac{OA}{BD} = \frac{bp}{ap}.\frac{OA}{BD};\\ &\frac{\omega_4}{\omega_1} = \frac{V_{DC}}{VA}.\frac{OA}{DC} = \frac{dc}{ap}.\frac{OA}{DC}.\\ &\frac{V_4}{\omega_1} = \frac{V_4}{VA}\cdot OA = \frac{fp}{ap}\cdot OA. \end{aligned}\right\} \qquad (10)$$

Se observă că momentul de inerţie redus nu depinde de viteza unghiulară a elementului conducător ci doar de poziţia lui şi de elementele inerţiale ale mecanismului.

2. Metoda grafo-analitică propusă. Ordinea de calcul pe etape

a) Construirea graficului momentului motor $(M;\varphi)$

Din condiţiile cinematice ale mecanismului se cunoaşte unghiul de lucru φ, corespunzător unui ciclu complet.

Luînd pe axa absciselor (fig. 4) segmentul X_l, corespunzător lui φ_l, rezultă scara unghiurilor:

$$\mu_\varphi = \frac{\varphi_l}{X_l}\left[\frac{\text{rad}}{\text{min}}\right]; \qquad (11)$$

Pentru o lege lineară de variaţie a momentului motor, alegîndu-se arbitrar ordonata y_{Mmax} şi impunînd raportul $\frac{M_{min}}{M_{max}}$, rezultă y_{Mmin}. Graficul $(M;\varphi)$, figura 4a, rezultă unind extremităţile segmentelor y_{Mmax} şi y_{Mmin} iar scara momentelor:

$$\mu_M = \frac{M_{max}}{y_{Mmax}}\left[\frac{\text{gf mm}}{\text{mm}}\right], \qquad (12)$$

apare ca o necunoscută.

b) Construirea graficului lucrului mecanic util $(A_u;\varphi)$

Prin integrarea grafică a curbei $(M;\varphi)$, se construieşte mai întîi curba lucrului mecanic furnizat de arc $(A;\varphi)$. Valoarea unui milimetru pe ordonata lucrului mecanic A, va fi:

$$\mu_A = \mu_M\cdot\mu_\varphi\cdot a, \qquad (13)$$

unde „a" este segmentul ales arbitrar, drept constantă de integrare.

Avînd în vedere randamentul mecanic al mecanismului η_m, din curba $(A;\varphi)$ se obţine curba $(A_u;\varphi)$, cu ordonatele:

$$y_{A_u} = y_A\cdot\eta_m \text{ (fig. 4, b).}$$

c) Construirea graficului momentului de inerţie redus $(I_r;\varphi)$

Determinarea momentului de inerţie redus se face pentru cît mai multe poziţii ale mecanismului. Curba $(I_r;\varphi)$ (fig. 4, c), se construieşte în cadranul al treilea scara fiind:

$$\mu_i = \frac{I_r}{y_i}\left[\frac{\text{gf mm s}^2}{\text{mm}}\right]. \qquad (14)$$

d) *Construirea curbei* $(A_u;I_r)$

Prin eliminarea grafică a unghiului φ dintre curbele $(A_u;\varphi)$ şi $(I_r;\varphi)$ se obţine în cadranul al patrulea curba $(A_u;I_r)$ (fig. 4, d).

e) Construirea curbei $(\omega;\varphi)$

Avînd în vedere egalitatea dintre lucrul mecanic util furnizat de arc şi energia cinetică realizată de mecanism:

$$A_u = \frac{I_r\omega^2}{2}, \qquad (15)$$

se poate determina comod, pe cale grafică, viteza unghiulară ω a elementului conducător, folosind curba $(A_u;I_r)$. Se procedează astfel:

Din punctul B, aflat la distanţa „b" de originea axelor O_1 se duce o paralelă la axa ordonatelor. Se uneşte punctul O_1 cu punctul C de pe curba $(A_u;I_r)$ căruia îi corespunde ordonată Y_{A_u} maximă, deci O_1C va forma cu axa absciselor un unghi β_{max}. La intersecţia prelungirii segmentului O_1C cu paralela dusă din B se determină punctul K, astfel că $BK = y\omega_{max} = Z_{max}$. Se construieşte semicercul avînd pe Z_{max} ca diametru. Pentru a găsi pentru o poziţie a mecanismului, de exemplu a 4-a, ordonata vitezei unghiulare $y\omega_4$, se uneşte punctul 4 de pe curba $(A_u;I_r)$ cu O_1; la intersecţia prelungirii segmentului O_14 cu BK se determină punctul L. Perpendiculara ridicată în L pe BK intersectează semicercul în punctul N. Segmentul BN va fi ordonată $\mu\omega_4$ căutată. La fel se procedează pentru cele-

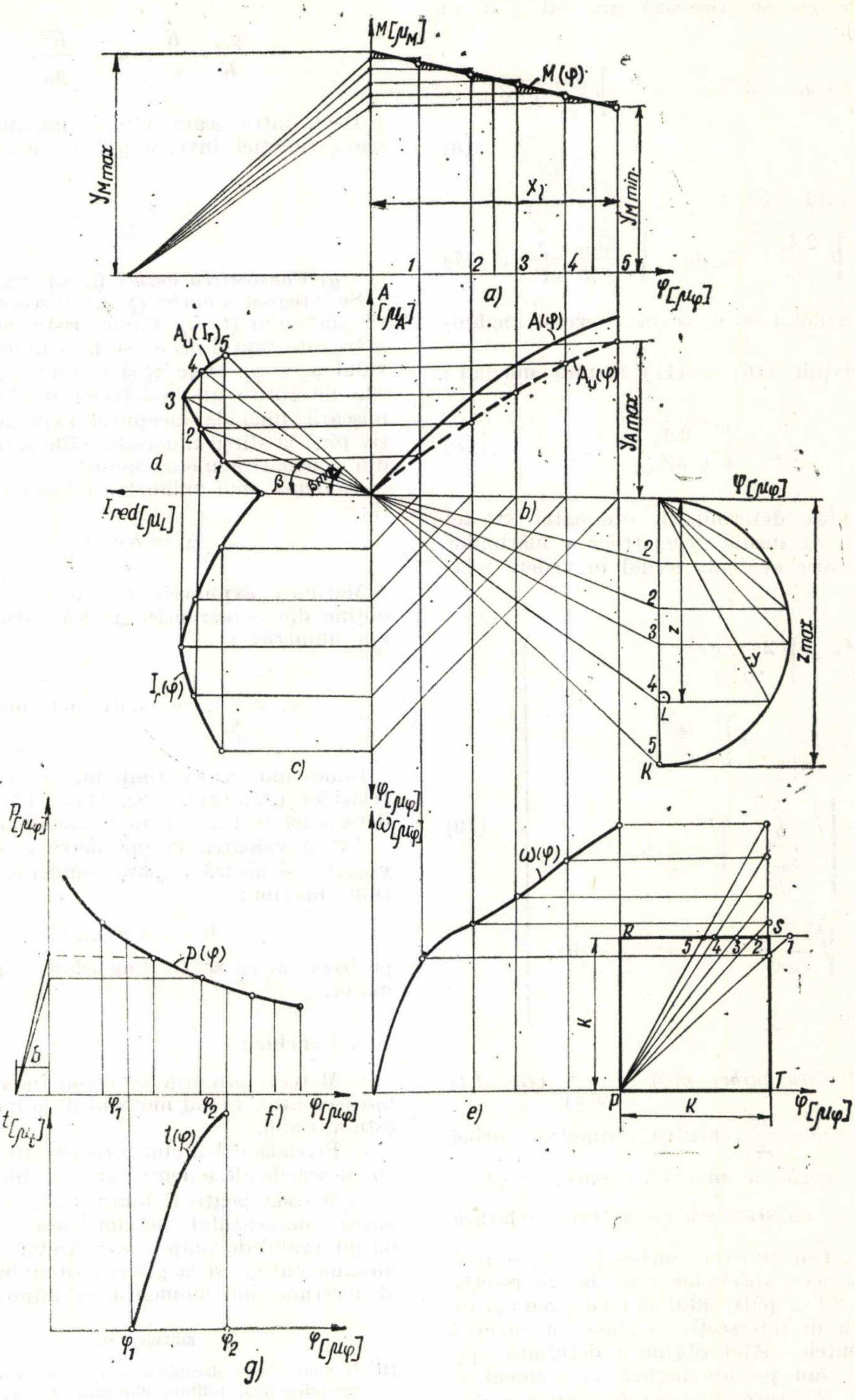


Fig. 4 — Determinarea grafo-analitică a momentului maxim al arcului motor.

lalte poziţii ale mecanismului. În final avînd ordonatele y_ω se trasează graficul (ω; φ) (fig. 4, e).

$$\frac{z}{b}=\frac{y_{Au}}{y_i}\,;\; y_\omega^2 = Z\cdot Z_{max}\,;\; y_\omega=\sqrt{\frac{y_{Au}}{y_i}}\cdot\sqrt{bZ_{max}}\,. \tag{16}$$

Pe de altă parte:

$$\omega=\sqrt{\frac{2A_u}{I_r}}=\mu_\omega\cdot y_\omega=\sqrt{\frac{2\mu_{Au}\cdot y_{Au}}{y_i\cdot\mu_i}}, \tag{17}$$

în care s-a notat cu μ_ω scara vitezelor unghiulare.

Din relaţiile (16) şi (17) rezultă imediat:

$$\mu_\omega=\sqrt{\frac{2A_u}{\mu_i b Z_{max}}}\,. \tag{18}$$

Justificarea determinării ordonatei vitezei unghiulare ca medie geometrică a mărimilor Z şi Z_{max} este evidentă avînd în vedere relaţiile:

$$\left.\begin{aligned}
&\omega=\sqrt{\frac{2A_u}{I_r}}=\sqrt{\frac{2\mu_{Au}\,y_{Au}}{\mu_i\,y_i}}\,;\\
&\frac{y_{Au}}{y_i}=\mathrm{tg}\,\beta\,;\quad \frac{\omega}{\omega_{max}}=\sqrt{\frac{\mathrm{tg}\beta}{\mathrm{tg}\beta_{max}}}\,;\\
&\frac{\mu_\omega\,y_\omega}{\mu_\omega y_{\omega max}}=\sqrt{\frac{\frac{z}{b}}{\frac{z_{max}}{b}}}=\sqrt{\frac{z}{z_{max}}}\,;\\
&y_\omega=y_{\omega max}\sqrt{\frac{z}{z_{max}}}\,;\quad y_{\omega max}=z_{max},\ \text{deci}\\
&y_\omega^2=z\cdot z_{max}.
\end{aligned}\right\} \tag{19}$$

f) Construirea curbei $p(\varphi)=\frac{\quad}{\omega(\varphi)}$ *(fig. 4,f)*

Deoarece $dt=\frac{d\varphi}{d\omega}$, pentru obţinerea curbei (t; φ) se trasează mai întîi curba $p(\varphi) = \frac{1}{\omega(\varphi)}$. Se construieşte un pătrat de latură K, $PRST$. Din punctele curbei (ω; φ) se duc paralele la axa absciselor pînă la intersecţia cu latura ST a pătratului sau cu prelungirea ei. Punctele de intersecţie se unesc cu punctul P. Segmentele astfel obţinute determină pe latura RS sau pe prelungirea ei, segmentele R_1, R_2 ... R_i, care reprezintă tocmai ordonatele curbei căutate.

Din construcţia făcută se observă că:

$$\frac{y_\omega}{K}=\frac{K}{y_p}\,;\; y_p=\frac{K^2}{y_\omega}. \tag{20}$$

Deci, între scara vitezei unghiulare μ_ω şi scara funcţiei inverse μ_p, va exista relaţia:

$$\mu_p=\frac{1}{K^2\mu_\omega}. \tag{21}$$

g) Construirea curbei (t, φ) (fig. 4, g)

Se integrează curba (p, φ) în scopul construirii graficului (t, φ). Caracteristic acestei integrări este faptul că ea se face numai în intervalul $\varphi_2 - \varphi_1$, unde φ_1 şi φ_2 reprezintă unghiurile de rotire ale manivelei de la începutul mişcării pînă la începutul expunerii, respectiv pînă la sfîrşitul acesteia. Ele sînt cunoscute din cinematica mecanismului.

Valoarea unui milimetru pe axa timpului va fi:

$$\mu_t = b\,\mu\,\varphi\mu_p. \tag{22}$$

Mărimea expunerii t_{min} este dată; y_t se obţine din construcţia grafică. Atunci, valoarea numerică:

$$\mu_t=\frac{t_{min}}{y_t},\ \text{se poate determina.}$$

Cunoscînd scara timpului μ_t cu ajutorul relaţiilor (22), (21), (18), (14), (13) şi (12) se determină în final scara momentelor μ_M.

Avînd valoarea în milimetri a segmentului y_{Mmax} se calculează valoarea numerică a momentului maxim:

$$M_{max}=y_{Mmax}\cdot\mu_M, \tag{22}$$

pe baza căruia se va dimensiona (fig. 4) arcul motor.

3. Concluzii

— Metoda propusă se recomandă să se folosească atunci cînd momentul de inerţie redus este variabil.

— Precizia calculului este cu atît mai mare cu cît scările alese pentru grafice sînt mai mari.

— Metoda poate fi folosită atît la determinarea momentului maxim necesar cînd se dă intervalul de timp în care trebuie să lucreze mecanismul cît şi la găsirea timpului de lucru al acestuia cînd momentul se impune.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Demian, Tr.* — Mecanisme şi elemente constructive de mecanică fină. Editura didactică şi pedagogică, 1970.

[2] * * * Manualul inginerului mecanic, vol. III, Editura tehnică, 1976.

Summary

The proposed grapho-analytical method may serve to the calculation of the maximal couple given by the motor spring of some mechanisms in fine mechanics; the method is to apply to, when the reduced inertial moment of the mechanism has a variation along a cycle.

Résumé

On utilise la méthode grapho-analytique proposée dans la détermination du couple maximal donné par un ressort moteur du mécanisme de mécanique fine, le cas où le moment d'inertie reduit est variable pendant un cycle.

Zusammenfassung

Die vorgeschlagene grapho-analytische Methode wird für die Erfassung des Grösstmomentes, des Motorfeders vom Feingetriebe benützt, falls das Inertiemoment des Getriebes während des Kreislaufs sich ändert.

Резюме

Графо-аналитическйи приложенный метод может служить для расчёта вращающего момента пружиного двигателя точных механизмов, метод целосообразного применять в том случае, когда приведённый момент инерций механизма изменяет своё значение в течение цикла его работы.

CZ : 62–231.311

Metoda de sinteză analitică a mecanismului bielă-manivelă pentru poziții asociate impuse

Conf. dr. ing. Iulian POPESCU – Universitatea din Craiova

1. Se consideră mecanismul bielă-manivelă din figura 1. Cunoscîndu-se valorile succesive ale unghiului $F(I)$ făcut de manivelă cu o direcţie ce face un unghi G constant cu abscise, precum şi valorile succesive ale lungimii $E(I)$, se cere să se calculeze parametrii ce definesc mecanismul adică A, B, C, D, G.

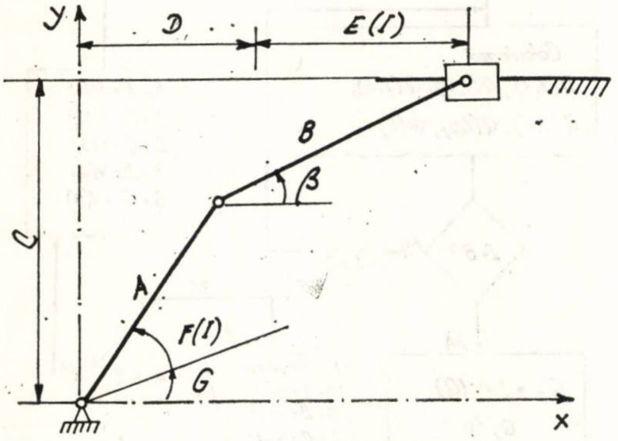


Fig. 1 – Mecanism bielă-manivelă. Schemă la calcul

În mod practic, metoda permite găsirea mecanismului care asigură ca la anumite poziţii impuse manivelei, să corespundă anumite poziţii impuse culisei, situaţii curente în proiectarea mecanismelor.

Se consideră elementele mecanismului ca vectori şi se proiectează pe axele sistemului de coordonate, rezultînd :

$$A\cos(F(I)+G)+B\cos\beta=D+E;\qquad A\sin(F(I)+G)+B\sin\beta=C. \tag{1}$$

Din ecuaţiile (1), se elimină β, obţinîndu-se ecuaţia de bază :

$$[D+E(I)-A\cos(F(I)+G)]^2+[C-A\sin(F(I)+G)]^2=B^2, \tag{2}$$

$$I=1\ldots5$$

În ecuaţia (2) apar două variabile cunoscute $F(I)$ şi $E(I)$ şi 5 constante necunoscute : A, B, C, D, G, deci se pot scrie 5 ecuaţii de forma (2), $I=1\ldots5$, adică numărul maxim de poziţii asociate este 5.

2. Ecuaţia (2) poate fi pusă sub forma :

$$f_i(x_1,\ x_2\ldots x_n)=a_i;\ i=1\ldots n, \tag{3}$$

care se poate dezvolta în serie Taylor astfel :

$$f_i(x_1,\ x_2\ldots x_n)=f_i(x_1^0,\ x_2^0,\ldots x_n^0)+\sum_{k=1}^{n}(x_k-x_k^0)\frac{\partial f_i}{\partial x_k}(x_1^0,\ x_2^0\ldots x_n^0)+R=a_i, \tag{4}$$

unde R reprezintă o funcţie de termenii derivatelor de ordin superior, care pot fi neglijaţi dacă soluţia iniţială, notată cu indicele zero, este apropiată de soluţia reală.

Sistemul (4) poate fi scris matriceal:

$$\underbrace{\begin{pmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{6 f_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_2}{\partial x_n} \\ \cdot & \cdot & & \cdot \\ \cdot & \cdot & & \cdot \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{pmatrix}}_{(Q)} \underset{(V)}{\begin{pmatrix} x_1 - x_1^0 \\ x_2 - x_2^0 \\ \cdot \\ \cdot \\ x_n - x_n^0 \end{pmatrix}} =$$

$$= \underset{(W)}{\begin{pmatrix} a_1 - f_1(x_1^0, x_2^0 \dots x_n^0) \\ a_2 - f_2(x_1^0, x_2^0 \dots x_n^0) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ a_n - f_n(x_1^0, x_2^0 \dots x_n^0) \end{pmatrix}}$$

deci:

$$(V) = + (Q)^{-1} (W) \tag{6}$$

Cunoscîndu-se după prima iterație elementele matricii (V), se face o nouă iterație notîndu-se:

$$\begin{aligned} x_1^0 &= x_1^0 + V(1), \\ x_2^0 &= x_2^0 + V(2), \\ &\cdot \\ &\cdot \\ x_n^0 &= x_n^0 + V(3), \end{aligned} \tag{7}$$

adică la valoarea x_1^0, inițială se adaugă diferența $x_1 - x_1^0$ calculată cu ecuația (6).

Calculul se continuă prin iterații succesive pînă cînd:

$$| x_k^0 - x_{k-1}^0 | < \varepsilon, \tag{8}$$

unde ε este eroarea admisibilă.

3. Pentru rezolvarea problemei propuse, se aduce sistemul (2) la forma:

$$\begin{aligned} U(I) &= C^2 + D^2 + A^2 - B^2 + 2DE(I) - \\ &- 2AD \cos(F(I) + G) - 2AE(I) \cos F(I) + G) - \\ &- 2\,AC \sin(F(I) + G) + E(I^2) = 0, I = 1 \dots 5. \end{aligned} \tag{9}$$

Aplicîndu-se notațiile din (5) la sistemul (9) se obțin expresiile:

$$\begin{aligned} Q(I, 1) &= \frac{\partial U(I)}{\partial A} = 2A - 2D \cos(F(I) + \\ &+ G) - 2E(I) \cos(F(I) + G) - 2C \sin(F(I) + G); \\ Q(I, 2) &= \frac{\partial U(I)}{\partial B} = -2B; \\ Q(I, 3) &= \frac{\partial U(I)}{\partial C} = 2C - 2A \sin(F(I) + G); \\ Q(I, 4) &= \frac{\partial U(I)}{\partial D} = 2D + 2E(I) - \\ &- 2A \cos(F(I) + G); \\ Q(I, 5) &= \frac{\partial U(I)}{\partial G} = 2AD \sin(F(I) + G) + \\ &+ 2AE(I) \sin(F(I) + G) - 2AC \cos(F(I) + G); \\ W(I) &= E(I)^2 - C^2 - D^2 - A^2 + B^2 - \\ &- 2DE(I) + 2AD \cos(F(I) + G) + \\ &+ 2AE(I) \cos(F(I) + G) + 2AC \sin(F(I) + G); \\ I &= 1 \dots 5. \end{aligned} \tag{10}$$

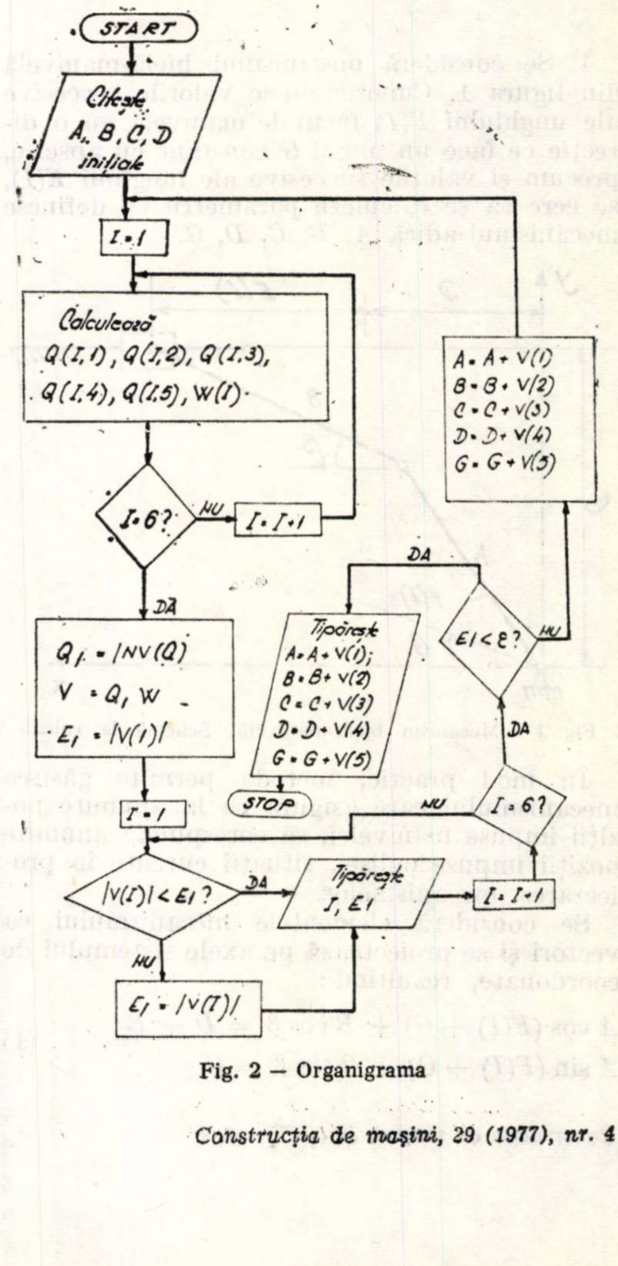


Fig. 2 — Organigrama

Expresiile (10) definesc complet elementele matricelor Q şi W, deci se poate calcula matricea V cu ajutorul ecuaţiei (6).

Organigrama de calcul este dată în figura 2.

4. Pentru exemplificare, se consideră un mecanism real (fig. 3) avînd $A = 26$; $B =$ $= 102$; $C = 58$; $D = 30$; $G = 14°$, care îndeplineşte condiţiile impuse, adică pentru $F(I) = 23°, 46°, 76°, 108°, 134°$ corespund valorile lui $E(I) = 84, 79, 67, 53, 41$.

Pentru datele iniţiale corespunzătoare mecanismului din figura 3, mecanismul rezultat (fig. 4) verifică condiţiile impuse, avînd şi un gabarit mai mic.

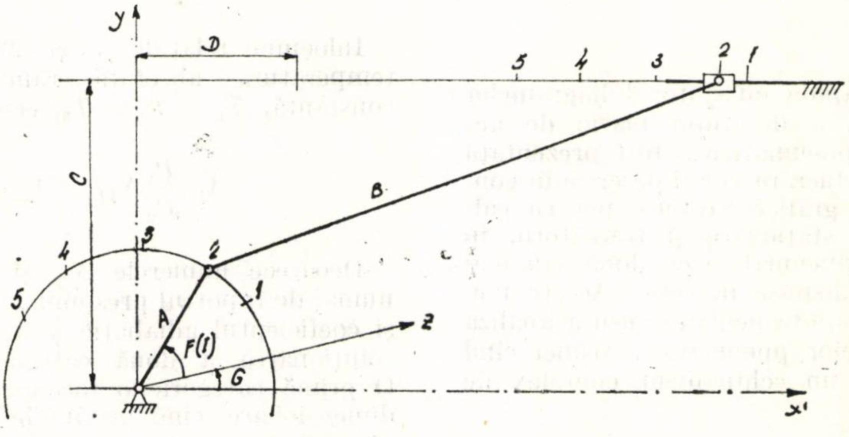


Fig. 3 – Program în limbaj BASIC

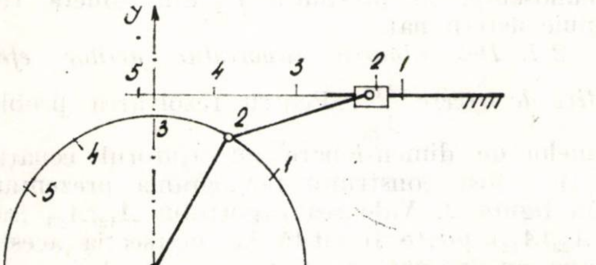


Fig. 4 – Exemplu de calcul : mecanismul iniţial

Se constată că datele măsurate pe figura 3, deşi practic sînt destul de precise, pot fi mult îmbunătăţite prin iteraţii succesive, rezultînd mecanisme cu precizie din ce în ce mai mare.

Metoda prezentată permite deci găsirea mai multor mecanisme, cu precizii diferite.

Pentru datele impuse, cu date iniţiale arbitrare, după cîteva încercări, s-a obţinut tot mecanismul din figura 4.

Organigrama din (fig. 2) este valabilă pentru orice set de date impuse.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Dancea, I.* – Programarea calculatoarelor numerice pentru rezolvarea problemelor cu caracter tehnic şi de cercetare ştiinţifică, Editura Dacia, Cluj, 1973.

Summary

A method for determining crank gear size is presented, considering the assembly sizes as vectors to obtain a system of five equations through projecting on the axes of a reference system, for computer solving.

Résumé

L'article présente une méthode de détermination des dimensions du mécanisme bielle-manivelle, en considérant comme vecteurs les côtés du mécanisme et en obtenant un système de cinq équations par projection sur les axes d'un système de référence, résolu sur le calculateur.

Zusammenfassung

Man beschreibt eine Erfassungsmethode für Kurbeltriebabmessungen, indem man die Getriebeflanke als Vektore auffasst und ein System aus fünf Gleichungen erhält durch Projektierung auf die Achsen eines Bezugssystems, das rechnergestützt gelöst wird.

Резюме

Представлен одной метод установления измерений кривошипношатунного механизма, рассматривав стороны механизма как векторы, получившись так одна система (пяти) уравнений сквозь проектирование на осях одной отзывной системы, разрешавшей с помощью калкулятора.

CZ: 531/534

Calculul circuitelor pneumatice cu rezistențe în serie

Prof. dr. ing. Blaine W. ANDERSEN – Brigham Young University Provo. – S.U.A.
Asist. ing. Valeriu BANU – Institutul Politehnic – București

1. Introducere

Determinarea rapidă, cu ajutorul diagramelor și nomogramelor, a debitului masic de aer prin rezistențele pneumatice a fost prezentată în [1]. În această lucrare vor fi descrise în continuare metodele grafice propuse pentru calculul regimurilor staționare și tranzitorii, în cazul circuitelor pneumatice cu două sau mai multe rezistențe dispuse în serie. Aceste metode au fost concepute pentru a ușura analiza și sinteza circuitelor pneumatice, atunci cînd nu dispunem de un echipament complex de calcul.

2. Studiul regimului staționar

Modelul pentru studiul regimului staționar, în cazul unui circuit pneumatic format din două rezistențe dispuse în serie (cameră pneumatică de trecere), este prezentat în figura 1.

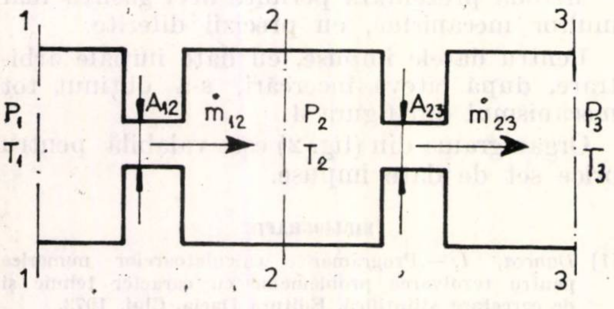


Fig. 1 – Modelul circuitului pneumatic cu două rezistențe în serie.

Rezistențele pneumatice avînd ariile efective de trecere A_{12} și respectiv A_{23} sînt considerate „orificii ideale" [1]. Avînd în vedere ipotezele simplificatoare considerate și folosind aceleași notații, debitele masice prin cele două rezistențe vor fi date de relațiile:

$$\dot{m}_{12} = \frac{K P_1 A_{12} N_{12}}{\sqrt{T_1}} \qquad (1)$$

și respectiv:
$$\dot{m}_{23} = \frac{K P_2 A_{23} N_{23}}{\sqrt{T_2}} \qquad (2)$$

În regim staționar, masa de aer conținută de camera de trecere rămîne constantă, deci debitul masic de intrare $\dot{m}_{12}$ este egal cu debitul masic de ieșire $\dot{m}_{13}$:

$$\dot{m}_{12} = \dot{m}_{23} \qquad (3)$$

Înlocuind relațiile (1) și (2) și în ipoteza că temperatura absolută rămîne aproximativ constantă, $T_1 = T_2 = T_3$, ecuația (3) devine:

$$A_{12} \frac{P_1}{P_2} N_{12} = A_{23} \cdot N_{23} \qquad (4)$$

Deoarece numerele N_{12} și N_{23} sînt funcții numai de raportul presiunilor în aval și amonte și coeficientul adiabatic χ, relația (4) permite soluționarea a două categorii de probleme. O primă categorie o formează problemele de dimensionare, cînd presiunile absolute P_1, P_2, P_3 sînt cunoscute sau impuse și trebuie determinat raportul ariilor efective A_{12}/A_{23}. A doua categorie cuprinde problemele de verificare, cînd presiunile la intrare și ieșire (P_1, P_3) și raportul ariilor efective A_{12}/A_{23} sînt cunoscute, iar presiunea P_2 din cameră trebuie determinată.

2.1. Determinarea raportului ariilor efective de trecere $\frac{A_{12}}{A_{23}}$. Pentru rezolvarea problemelor de dimensionare cu ajutorul ecuației (4) a fost construită nomograma prezentată în figura 2. Valoarea raportului A_{12}/A_{23} (sau A_{23}/A_{12}) poate fi citită la intersecția acestei axe, cu dreapta ce unește punctele de pe axele presiunilor, corespunzătoare raporturilor P_1/P_2 și P_2/P_3. Această nomogramă nu permite, însă, determinarea presiunii P_2 din camera de trecere, atunci cînd celelalte mărimi sînt cunoscute.

2.2. Determinarea presiunii absolute P_2 din camera de trecere. La determinarea presiunii absolute P_2 din camera de trecere, trebuie avut în vedere faptul că regimurile de curgere prin cele două rezistențe pot fi sonice sau subsonice (fig. 3).

Dacă regimul de curgere prin secțiunea A_{23} este sonic, numărul $N_{23} = 1$, iar raportul P_1/P_2 este independent de presiunea P_3 și poate fi citit direct din nomograma prezentată în figura 4a, în funcție de raportul A_{23}/A_{12}. În cazul în care, regimul de curgere prin secțiunea A_{23} este subsonic, iar prin secțiunea A_{12} este sonic, valoarea raportului P_2/P_3 se găsește cu ajutorul nomogramei din figura 4C, la intersecția dreptei ce unește punctele corespunzătoare de pe axele A_{12}/A_{23} și P_1/P_3 cu axa P_2/P_3.

Diagramele din figura 4b se utilizează atunci cînd curgerea aerului prin cele două rezistențe

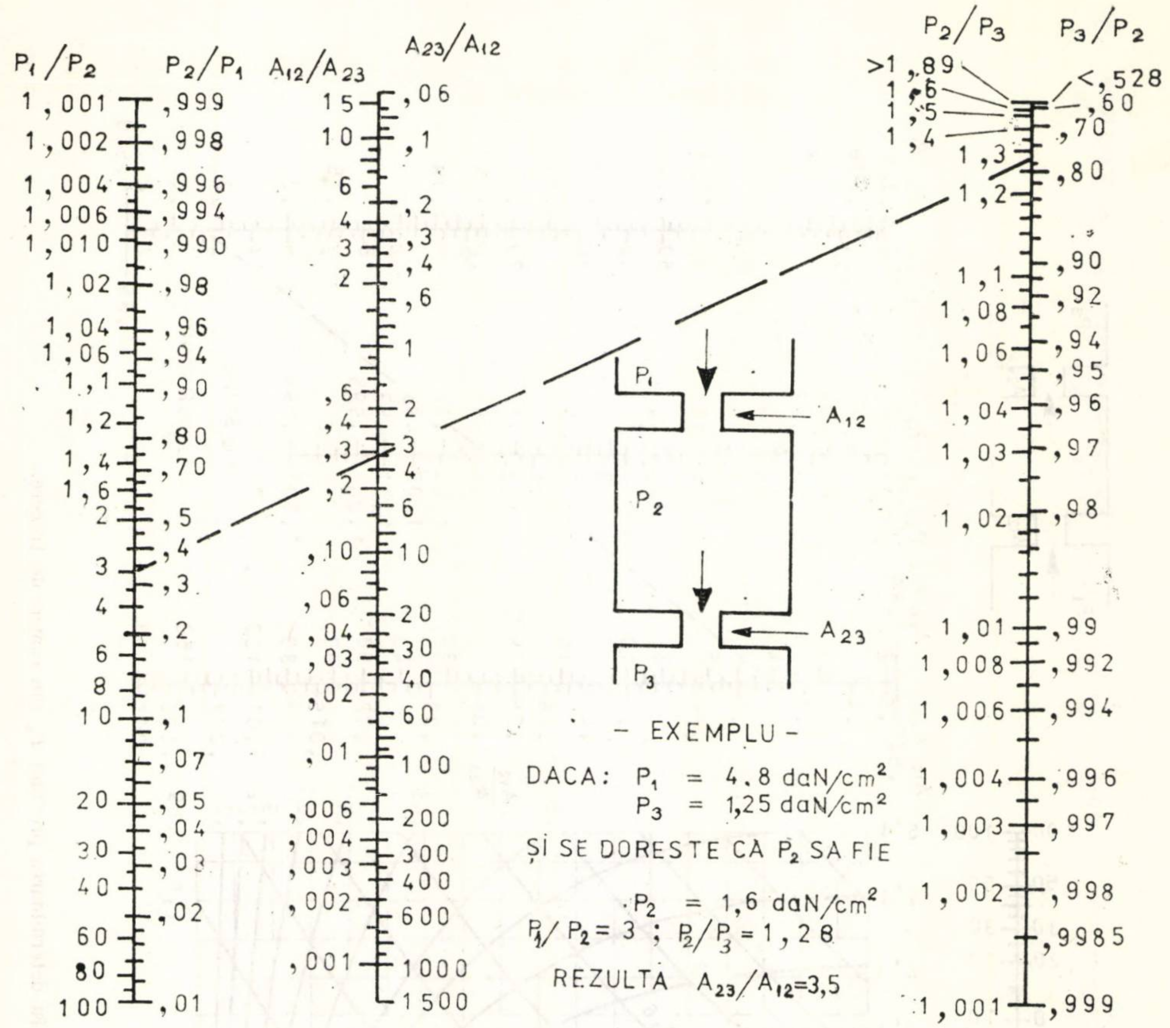


Fig. 2 – Nomograma pentru determinarea raportului ariilor efective A_{12}/A_{23}.

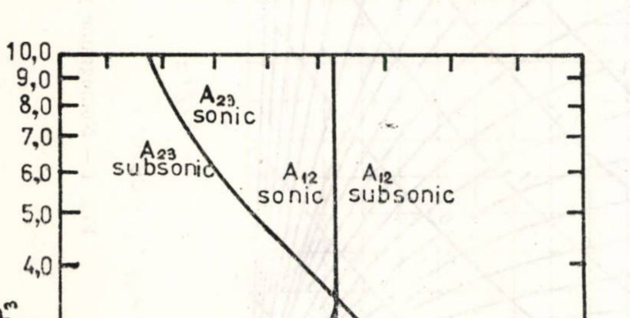


Fig. 3. – Determinarea regimurilor de curgere prin rezistențe.

are loc în regim subsonic. Punctul găsit la intersecția curbei P_1/P_3 cu curba A_{12}/A_{23} (sau A_{23}/A_{12}) permite derminarea rapoartelor P_1/P_2 (în abscisă) și P_2/P_3 (în ordonată). Dacă rapoartele presiunilor au valori apropiate de unitate și nu pot fi citite cu suficientă precizie se recomandă corectarea rezultatelor folosind nomograma din figura 2.

Exemplu: Dacă $P_1/P_3 = 1{,}05$ și $A_{12}/A_{23} = 1{,}0$ din graficul 4b rezultă aproximativ $P_2/P_3 = 1{,}035$ și $P_1/P_2 = 1{,}03$.

Verificare : $\frac{P_1}{P_3} = \frac{P_1}{P_2} \cdot \frac{P_2}{P_3} = 1{,}03 \times 1{,}035 = 1{,}066$

Corectăm : $\frac{P_2}{P_3} = 1{,}035 \frac{1{,}05}{1{,}066} = 1{,}025$.

Din figura 2 pentru $P_2/P_3 = 1{,}025$ și $A_{12}/A_{23} = 1{,}0$ rezultă : $P_1/P_2 = 1{,}025$.

Verificare : $P_1/P_3 = 1{,}025^2 = 1{,}051$.

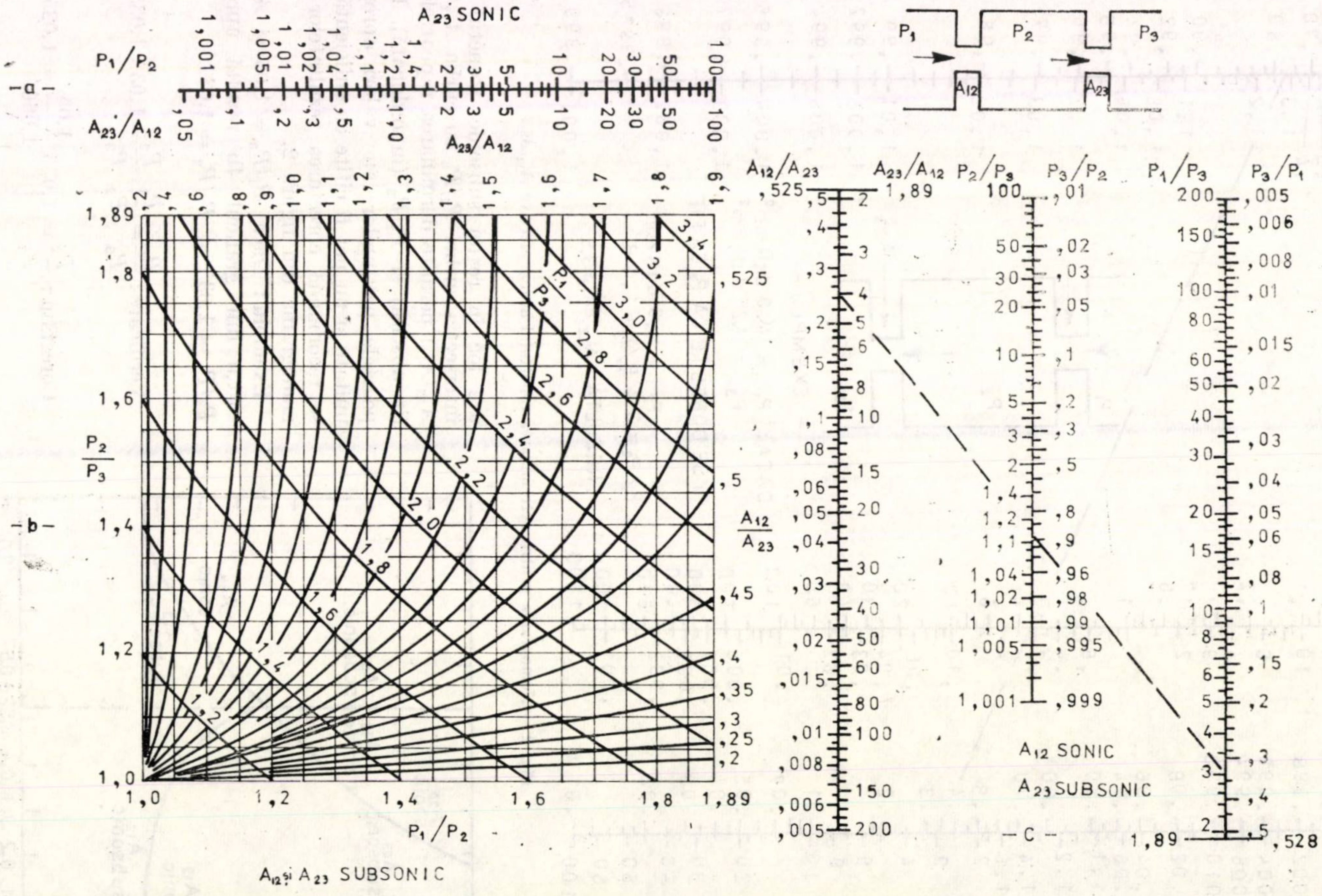


Fig. 4 — Nomograme pentru determinarea presiunii P_2 din camera de trecere.

3. Studiul regimurilor tranzitorii

În sistemele pneumatice, volumele cuprinse între două rezistenţe, sînt în numeroase cazuri camerele de lucru ale elementelor de execuţie cu piston sau membrană. Aceasta înseamnă că, în general, volumul camerei V_2 variază în timp şi de asemenea presiunea din cameră, P_2 este o funcţie de timp. Totodată presiunile externe P_1 şi P_3 pot varia în timp datorită perturbaţiilor din sistem. Deoarece performanţele sistemului depind adesea de viteza de modificare a presiunii din cameră, la modificarea celorlalţi parametri este important să putem determina legea de variaţie a presiunii P_2 în timp. În continuare, vor fi analizate din punct de vedere al comportării dinamice, două cazuri frecvent întîlnite în practică şi arătate metodele propuse pentru rezolvare, bazate pe utilizarea diagramelor şi nomogramelor.

3.1. Umplerea şi golirea camerelor de volum constant. În acest caz se consideră că presiunea din cameră variază într-un domeniu larg, aceste variaţii fiind comparabile ca ordin de mărime, cu presiunea sursei. Modelul pentru studiul acestei probleme este prezentat în figura 1. Toate ipotezele simplificatoare considerate în paragrafele 2 rămîn valabile, cu excepţia faptului că temperatura din cameră T_2 nu mai rămîne constantă şi este dată de formula :

$$T_2 = CP_2^{\frac{n-1}{n}} \qquad (5)$$

în care n este coeficientul transformării politropice. Considerînd aerul cu gaz ideal, masa de aer cuprinsă în volumul V_2 este :

$$M_2 = \frac{P_2 V_2}{R T_2} \qquad (6)$$

iar variaţia acestei mase în timp se obţine prin derivarea ecuaţiei (6) :

$$\frac{dM_2}{dt} = \frac{V_2}{R T_2}\frac{dP_2}{dt} + \frac{P_2}{R T_2}\frac{dV_2}{dt} - \frac{P_2 V_2}{R T_2^2}\frac{dT_2}{dt} \qquad (7)$$

Ţinînd cont de relaţia (5), (dT_2/dt) poate fi exprimat în funcţie de (dP_2/dt) :

$$\frac{dT_2}{dt} = \frac{n-1}{n}\cdot\frac{T_2}{P_2}\cdot\frac{dP_2}{dt} \qquad (8)$$

şi după înlocuire ecuaţia (7) devine :

$$\frac{dM_2}{dt} = \frac{V_2}{nRT_2}\frac{dP_2}{dt} + \frac{P_2}{R T_2}\frac{dV_2}{dt} \qquad (9)$$

Pe de altă parte, variaţia masei de aer din cameră, este dată de diferenţa dintre debitele masice de intrare şi ieşire :

$$\frac{dM_2}{dt} = \dot{m}_{12} - \dot{m}_{23} \qquad (10)$$

Avînd în vedere relaţiile (1), (2), (9) şi (10) şi faptul că $dV_2/dt = 0$, dacă V_2 este constant rezultă :

$$\frac{dP_2}{dt} = \frac{nRT_2}{V_2}\left(\frac{KP_1A_{12}N_{12}}{\sqrt{T_1}} - \frac{KP_2A_{23}N_{23}}{\sqrt{T_2}}\right) \qquad (11)$$

Relaţia (11) este o ecuaţie diferenţială neliniară ale cărei soluţii depind de condiţiile iniţiale şi care nu poate fi rezolvată decît în anumite cazuri particulare. De aceea, s-a găsit util să se prezinte grafice care să permită determinarea timpului de umplere cînd A_{23} este zero (sau mic) şi determinarea timpului de golire cînd A_{12} este zero (sau mic).

a) Umplerea izotermică a camerelor din volum constant.

În acest caz, se presupune că temperatura rămîne constantă în timpul procesului de umplere şi egală cu temperatura sursei ($T_2 = T_1$ şi $n = 1$). Acest lucru se întîmplă cînd procesul de umplere este relativ lent, iar schimbul de căldură prin pereţii camerei se efectuează rapid.

Ecuaţia (11) poate fi scrisă în acest caz :

$$d\left(\frac{P_2}{P_1}\right) = \left(N_{12} - \frac{P_2}{P_1}N_{23}\frac{A_{23}}{A_{12}}\right) d\left(\frac{KR\sqrt{T_1}A_{12}}{V_2}t\right) \qquad (12)$$

Curbele obţinute prin integrarea ecuaţiei (12), pentru cîteva valori particulare ale raportului A_{23}/A_{12}, sînt prezentate în figura 5. Aceste curbe permit determinarea timpului de umplere izotermic pentru orice valoare iniţială a raportului (P_2/P_1) şi pentru orice valoare constantă A_{12}/V_2. Se observă că, pentru $A_{23}/A_{12} = 0$ şi $P_2/P_1 \leqslant 0{,}528$ (curgere în regim sonic prin secţiunea A_{12}) panta curbei este egală cu unitatea.

b) Golirea camerelor de volum constant.

Pentru cazul cînd presiunea din cameră P_2 scade (golirea camerei), ecuaţia (11) poate fi scrisă sub formă adimensională :

$$\frac{dP_2}{P_2} = -n\sqrt{\frac{T_2}{T_1}}\left[N_{23} - \sqrt{\frac{T_2}{T_1}\frac{P_1}{P_2}}N_{12}\frac{A_{12}}{A_{23}}\right] d\left(\frac{KR\sqrt{T_1}A_{23}}{V_2}t\right) \qquad (13)$$

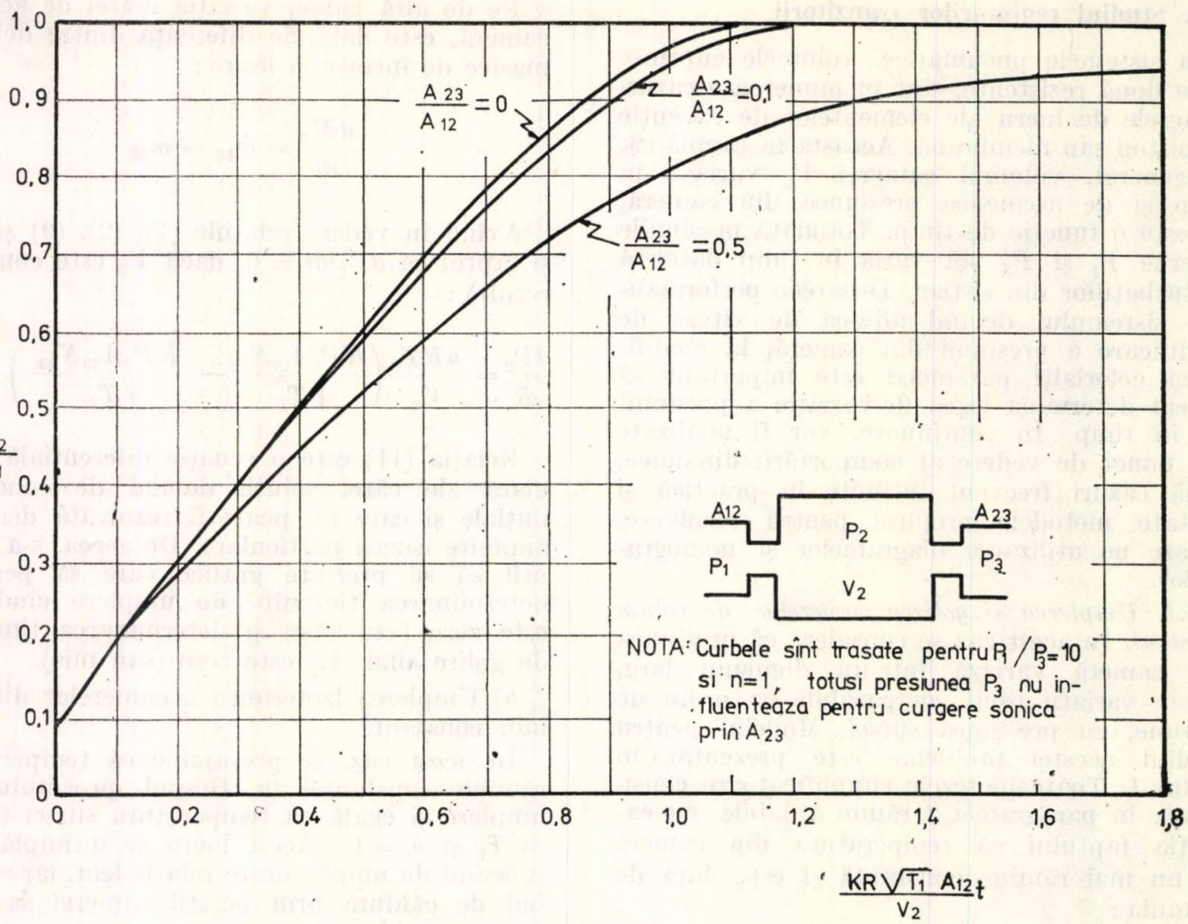


Fig. 5 — Umplerea camerelor de volum constant.

sau înlocuind raportul temperaturilor prin relația:

$$\frac{T_2}{T_1}=\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{n-1}{n}} \tag{14}$$

rezultă:

$$d\left(\frac{P_2}{P_1}\right)=-n\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{3n-1}{2n}}.N_{23}-$$

$$-\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{n-1}{n}}\frac{A_{12}}{A_{23}}N_{12}\,d\left(\frac{KR\sqrt{T_1}\,A_{23}}{V_2}\,t\right)$$

Considerînd, de asemenea, că presiunile externe P_1, P_3 și ariile orificiilor A_{12} și A_{23} rămîn constante, în figura 6 au fost trasate cîteva integrale particulare ale ecuației (15). Aceste curbe pot fi utilizate pentru determinarea timpului de golire izotermic (pentru $T_1 = T_2$ și $n = 1,0$), sau izentropic (pentru $A_{12} = 0$ și $n = 1,4$) și pentru diferite condiții inițiale.

3.2. Determinarea vitezei de deplasare a pistonului. În figura 7 este prezentat un element de execuție cu piston, care lucrează împotriva unui arc avînd constanta elastică k_a. Neglijind masa pistonului, forța dată de presiune (pe suprafața A_p) este echilibrată în orice poziție X, de forța arcului:

$$(P_2 - P_{at})\,A_p = F_0 + k_a X \tag{16}$$

F_0 fiind forța inițială din arc.

Derivînd în raport cu timpul relația (16) se obține:

$$A_p\frac{dP_2}{dt}=k_a\frac{dX}{dt}=k_a\,U \tag{17}$$

unde U reprezintă viteza de deplasare a pistonului.

Variația volumului V_2 în raport cu timpul este dată de relația:

$$\frac{dV_2}{dt}=A_pU \tag{18}$$

Înlocuind relațiile (17) și (18) în (9) rezultă:

$$\frac{dM_2}{dt}=\frac{V_2}{nRT_2}\cdot\frac{k_a}{A_p}U+\frac{P_2}{RT_2}A_pU=\dot{m}_{12}-\dot{m}_{23} \tag{19}$$

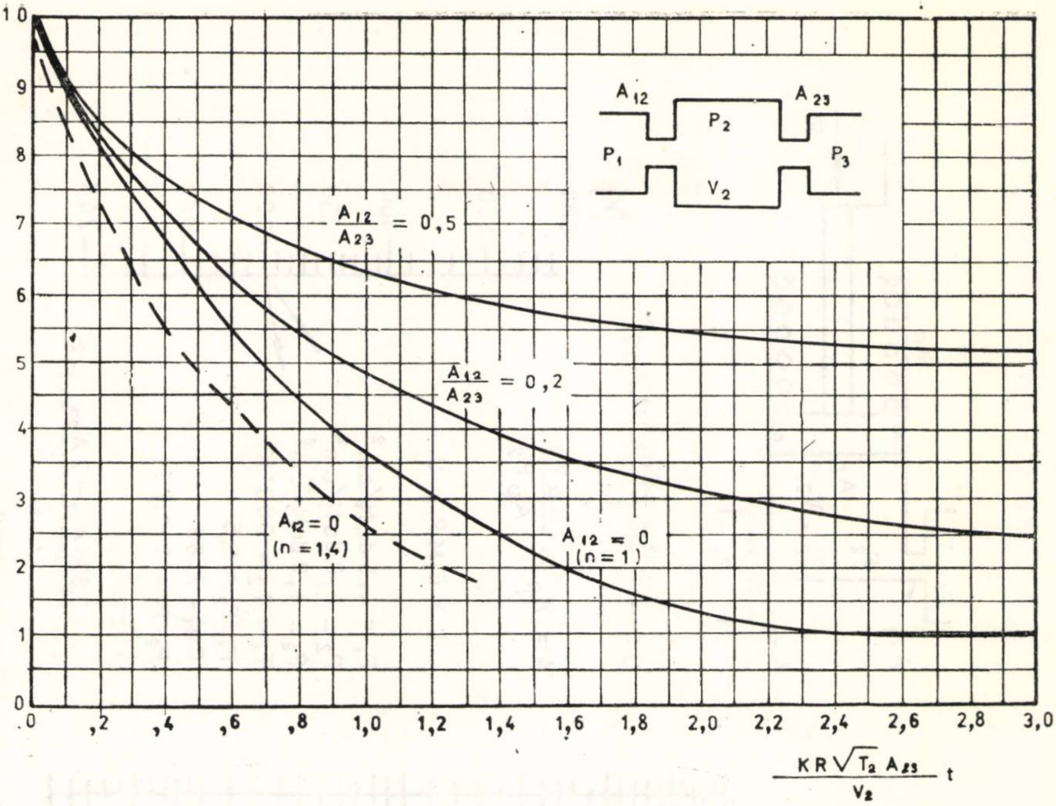


Fig. 6 – Golirea camerelor de volum constant.

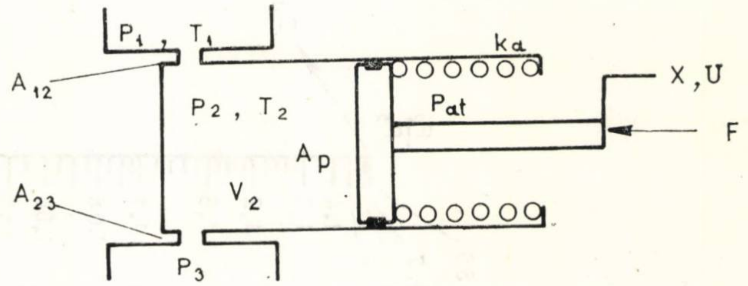


Fig. 7 – Schema de calcul a vitezei de deplasare a pistonului

Considerînd procesul din cameră izotermic ($T_1 = T_2$ şi $n = 1$) din relaţia (19) se obţine:

$$U = KR\sqrt{T_1}\,\frac{P_1/P_2 \cdot N_{12} \cdot A_{12} - N_{23}A_{23}}{A} \quad (20)$$

unde s-a notat cu A expresia:

$$A = A_p + \frac{k_a V_2}{A_p P_2} \quad (21)$$

Ecuaţia (21) defineşte „aria pistonului echivalent", care este mai mare decît aria reală datorită prezenţei arcului. Aceasta înseamnă că pistonul se va deplasa mai lent dacă presiunea în cameră creşte, decît în cazul cînd presiunea ar rămîne constantă dar arcul ar lipsi ($k_a = 0$).

Relaţia (20) ne arată că viteza de deplasare este proporţională cu o funcţie de P_1/P_2 înmulţită cu A_{12} minus o funcţie de P_2/P_3 înmulţită cu A_{23}. Pentru o mai uşoară evaluare a acestor funcţii ecuaţia (20) va fi scrisă sub forma:

$$U = \frac{C_{u1}\,A_{12} - C_{u2}\,A_{23}}{A} \quad (22)$$

Pentru determinarea funcţiilor C_{u1} şi C_{u2} a fost construită nomograma prezentată în figura 8.

Valorile acestor funcţii se citesc pe axele corespunzătoare la intersecţia dreptei ce uneşte punctele de pe axele P_1/P_2 şi T (pentru C_{u1}) şi respectiv P_2/P_3 şi T (pentru C_{u2}) cu axele C_{u1} şi respectiv C_{u2}.

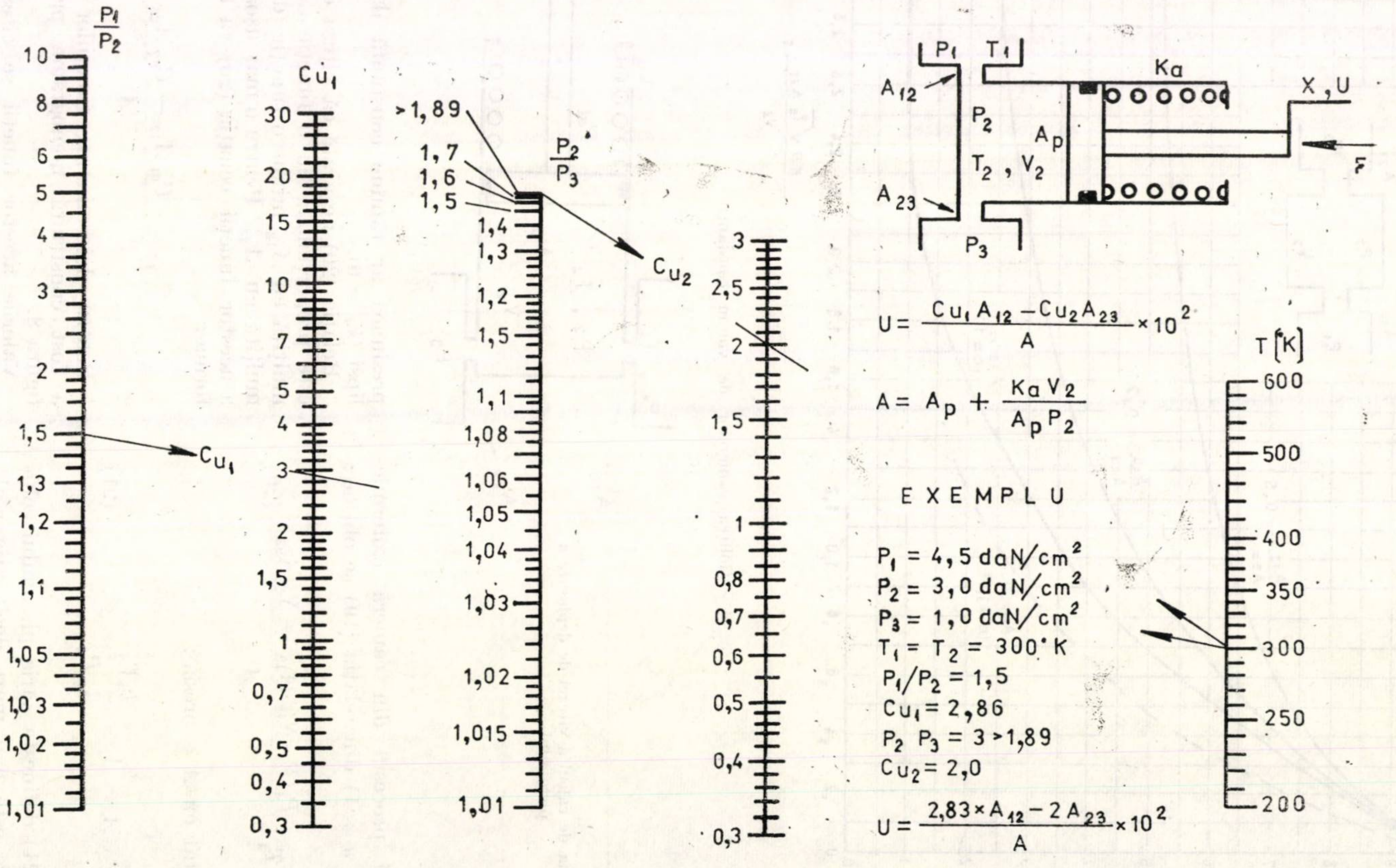


Fig. 8 — Nomogramă pentru determinarea vitezei de deplasare a pistonului.

4. Concluzii

Nomogramele și diagramele prezentate permit rezolvarea rapidă și cu suficientă precizie pentru calculele practice a unor ecuații complicate, care ar necesita în mod normal un echipament complex de calcul și un timp îndelungat pentru rezolvare.

Utilizarea lor este foarte simplă astfel încît, se elimină posibilitatea unor eventuale erori de calcul.

Nomograme asemănătoare, pentru alte domenii de lucru sau pentru rezolvarea altor probleme, pot fi construite cu ajutorul calculatorului electronic după metoda prezentată în [1].

BIBLIOGRAFIE

[1] *Andersen, B. W.* și *Banu, V.* — ,,Metode pentru determinarea rapidă a debitului masic de aer prin rezistențe'' — — Construcția de mașini nr. 3 — 1976.

[2] *Andersen, B. W.* — ,,The Analysis and Design of Pneumatic Systems'' I. Wiley & Sons, Inc. 1967

Summary

In this article, some practical methods using diagrams and nomographs for rapid calculus of pneumatic systems having two or more restrictions in series are presented.

Steady state analysis and two important dynamic problems are presented: charging and discharging of constant volumes and the evaluation of piston or diaphragm stroking velocities.

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt einige graphische Methoden für rascher Berechnung pneumatischer Systemen mit Seriewiderständen mit der Hilfe von Diagrammen und Nomogrammen dar. In der statischen Strömungsvorgang analysiert man die Frage der Berechnung und Prüfung von Abmessungen und in der Ubergangszustand sind zwei oft begegneten Situationen behandelt: die Füllung and Ausfüllung von Räumen konstanter Umfassung und die Erfassung der Kolbengeschwindigkeit für einen pneumatischen Zylinder.

Résumé

L'ouvrage présente plusieurs méthodes graphiques, facile à appliquér, fondées sur l'utilisation des diagrammes et nomogrammes, pour le calcul rapide des circuites pneumatiques à résistances en série.

On y analyse les problèmes à dimensioner et vérifier les circuits en régime stationnaire d'écoulement; pour le régime trensitoire sont présentées deux situations: le remplissage et l'évacuation des chambres à volume constant et la détermination de la vitesse du piston d'un élément d'exécution.

Резюме

В статье представляются ряд легко применимых графических методов, основанные использованием диаграмм и номограмм, для быстрого расчёта пневматических контуров с сопротивлениями от ряда.

Анализируются вопросы установления размеров и проверки контура для стационарного режима течения, также для переходящего режима обращаются две расположения: наполнение и спуск комнат неизменного объёма и определение скорости поршени исполнительного элемента.

CZ: 681.01

Contribuții privind perfecționarea variatoarelor prin implusuri

Ing. Cristian CRĂCIUNOIU — Întreprinderea de echipamente periferice — București

Transmisiile prin impulsuri au la bază mecanisme ce realizează transformarea unei mișcări de rotație, într-o mișcare de rotație de turație diferită, prin intermediul unei mișcări oscilatorii. Pot funcționa ca variatoare sau reductoare fiind prezentate pe larg în lucrarea [2]. Schema de principiu a unei astfel de transmisii (fig. 1) este compusă din trei blocuri principale: — blocul generator de impulsuri, blocul modulator de impulsuri, blocul de conversie a mișcării oscilatorii în mișcare de rotație.

Pentru realizarea generatorului de impulsuri putem folosi orice mecanism care transformă mișcarea de rotație uniformă într-o mișcare neuniformă periodică (bielă-manivelă), culisă oscilantă, came, etc.). Modulatorul, care realizează o variație controlată a amplitudinii de oscilație, poate fi o pîrghie cu punct de sprijin variabil, un disc cu excentricitate variabilă, etc. Soluția constructivă, general acceptată pentru blocul de conversie include un grup de 3—4 cuplaje de sens unic cu role sau bile, legate pe același arbore.

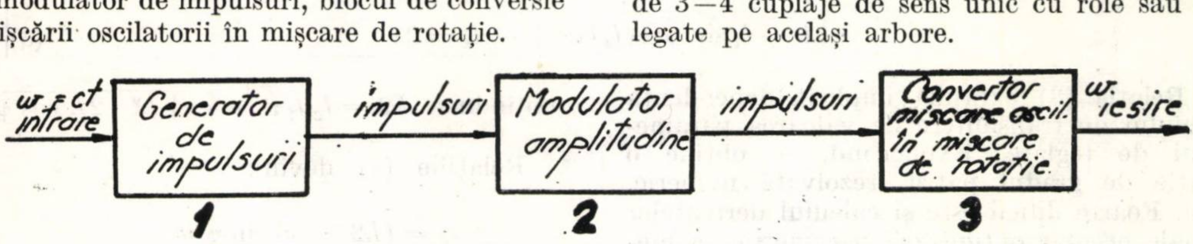


Fig. 1 — Schema bloc

Schema cinematică a unui variator cu pîrghii brevetat este prezentată în figura 2. Prin rotirea manivelei se produce o oscilație a pîrghiei AC, transmisă arborelui de ieșire prin intermediul elementelor CD și DE. Considerînd mecanismul menționat s-a urmărit să se obțină optimizarea dependenței turației la arborele de ieșire în funcție de lungimea OB (parametrul de reglare λ). Din ecuația vectorială a mecanismului:

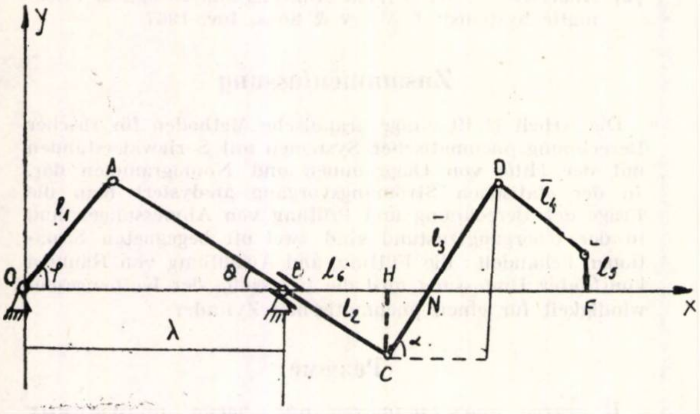


Fig. 2 – Schema cinematică

$$\bar{l}_1 + \bar{l}_2 + \bar{l}_3 + \bar{l}_4 + \bar{l}_5 - \bar{l}_6 = 0. \quad (1)$$

proiectată pe cele două axe:

$$Ox: l_1\cos\varphi + l_2\cos\theta + \sqrt{l_3^2 - \left[\frac{(l_2\cos\theta - \lambda + l_1\cos\varphi)l_1\sin\varphi}{\lambda - l_1\cos\varphi} + l_5 - l_4\sin\psi\right]^2} + l_4\cos\psi - l_5 = 0$$

$$Oy: l_1\sin\varphi - l_2\sin\theta + \frac{(l_2\cos\theta - \lambda + l_1\cos\varphi)\,l_1\sin\varphi}{\lambda - l_1\cos\varphi} + l_5 - l_4\sin\psi + l_4\sin\varphi - l_5 = 0 \quad (2)$$

se obține astfel:

$$l_1\cos\varphi + \frac{l_2(\lambda - l_1\cos\varphi)}{\sqrt{(\lambda - l_1\cos\varphi)^2 - l_1^2\sin^2\varphi}} + \sqrt{l_3^2 - \left[\left(l_2\frac{\lambda - l_1\cos\varphi}{\sqrt{(\lambda - l_1\cos\varphi)^2 - l_1^2\sin^2\varphi}} - \lambda + l_1\cos\varphi\right)\frac{l_1\sin\varphi}{\lambda - l_1\cos\varphi}\right]^2} \cdot \sqrt{l_5 - l_4\sin\varphi} + l_4\cos\psi - l_6 = 0 \quad (3)$$

Relația (3) exprimă implicit dependența unghiului de transmitere de valoarea parametrului de reglare. Explicitînd, se obține o ecuație de gradul patru, rezolvată numeric, greoi. Foarte dificil este și calculul derivatelor parțiale necesar optimizării parametrice a mecanismului. De aceea, lanțul cinematic a fost descompus în două unități funcționale, ce au fost analizate separat, utilizînd inscriptorul $x - y$.

Unitatea I este compusă din manivelă și pîrghia oscilantă. Ne interesează traiectoria punctului C, în cazul rotirii manivelei pentru diferite valori ale parametrului de reglare. Se va proiecta ecuația vectorială pe axele de referință:

$$x_c = l_1\sin\varphi\left(\frac{l_2}{\sqrt{(\lambda - l_1\cos\varphi)^2 + l_1^2\sin^2\varphi)}}\right)$$

$$y_c = \lambda + (\lambda - l_1\cos\varphi)\left(\frac{l_2}{\sqrt{(\lambda - l_1\cos\varphi)^2 - l_1^2\sin^2\varphi}} - 1\right) \quad (4)$$

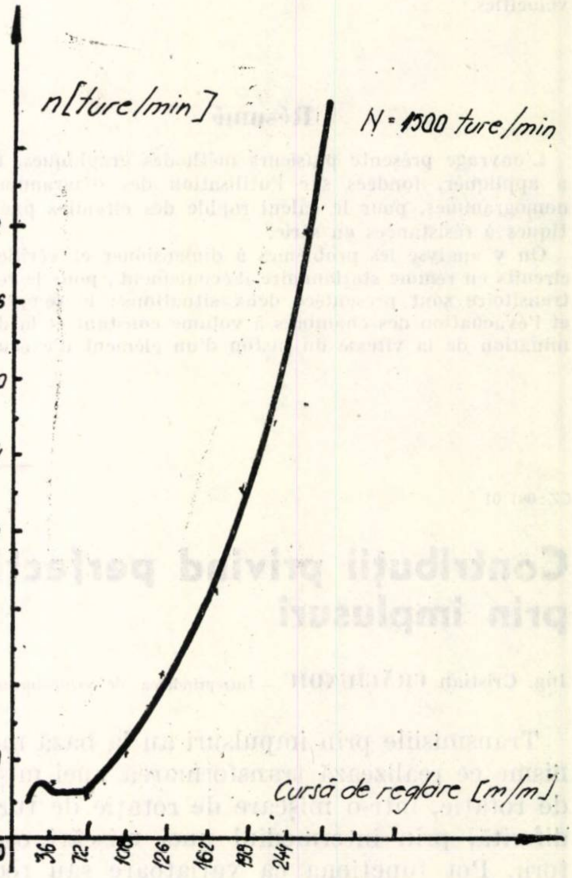


Fig. 3 – Diagrama de funcționare

notîndu-se $L2 = l_2/l_1$; $w = \sqrt{L^2 - 2L\cos\varphi + 1}$

Relațiile (4) devin:

$$x_c = (L2 - w)\sin\varphi/w$$
$$y_c = L + (L - \cos\varphi)\,L_2/W \quad (5)$$

Ecuaţiile (5) se reprezintă grafic cu ajutorul calculatorului obţinîndu-se o familie de curbe de bielă.

O analiză structurală a unităţii de tip (2), este prezentată pe larg în lucrarea [3].

Avînd un model realizat practic autorul a ridicat experimental caracteristica de reglare (fig. 3). Se va face interpretarea caracteristicii de reglare în paralel cu cea a curbelor de bielă simulate pe inscriptor.

Caracteristica (fig. 4) poate fi împărţită în două zone distincte: o zonă cu profil urcător, apoi unul coborîtor racordat cu o a doua zonă strict crescătoare. Creşterea şi apoi descreş-

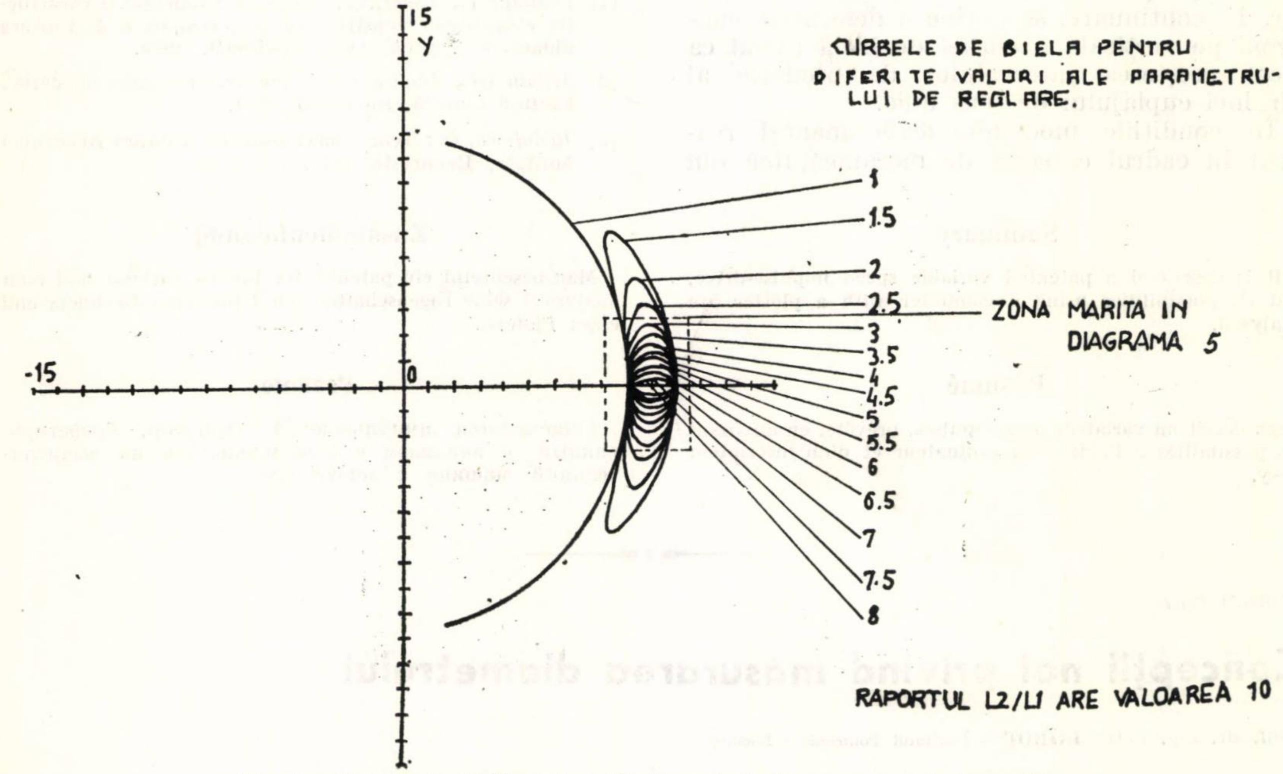


Fig. 4 — Curbele de bielă pentru diferite valori ale parametrului de reglare.

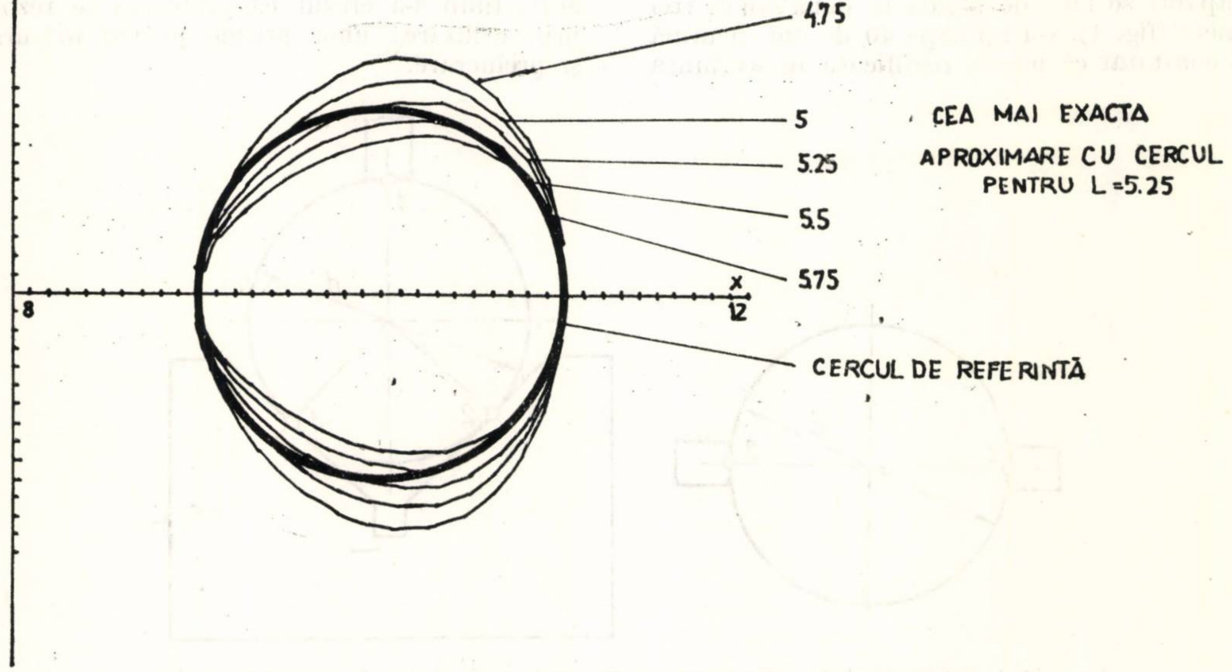


Fig. 5 — Zone pentru care avem i_{minim}

terea valorilor vitezei din prima zonă se datoresc aplatizării curbei de bielă pentru valori ale parametrului de reglare cuprinse între 6,5 şi 12,5. În acest caz bucla se aplatizează transformîndu-se într-un opt alungit ce îşi schimbă continuu şi uniform punctul de intersecţie al buclelor avînd efectul de creştere, scădere şi apoi menţinere a unghiului de transfer. În continuare, se obţine o deformare continuă pe verticală a curbei de bielă avînd ca efect creşterea intervalului de oscilaţie al pîrghiei cuplajului de sens unic.

În condiţiile modelului experimental realizat în cadrul catedrei de mecanică fină din IPB., au fost obţinute următoarele caracteristici : turaţia la intrare : 1 500 rot/min, turaţia la ieşire : 9–100 rot/min., continuu, gama de reglare, $G = 10$, putere : 400 W ; gabarit : 300 × 150 × 90 mm.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Demian, T., Tudor, D., Curiţa, I.* : Calculul şi construcţia elementelor constructive de mecanică fină, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1972.

[2] *Miloiu Gh., Dudiţă F.* : Transmisii mecanice moderne, Editura tehnică, Bucureşti, 1971.

[3] *Rădulescu, O.* : Teoria mecanismelor, Editura Academiei Militare, Bucureşti, 1971.

Summary

It is described a patented variable speed impulse-drive, and its possibilities using a computer with a plotter are analysed.

Résumé

On decrit un variateur aux impulses, brévété, en analisant ses possibilités a l'aide d'un ordinateur et d'un inscripteur x–y.

Zusammenfassung

Man beschreibt ein patentierten Impuls variator und man analysiert seine Eigenschaften mit Hilfe eines Rechners und eines Ploters.

Резюме

Описывается импульсивный вариатор, бреветированный, с анализом его возможностей на вычислительной машине с платтором.

CZ : 681.01 : 531.7

Concepţii noi privind măsurarea diametrului

Conf. dr. ing. Petre DODOC – Institutul Politehnic – Bucureşti

După cum se cunoaşte, la măsurarea diametrelor arborilor şi alezajelor cu mijloacele de măsurat cunoscute, contactul dintre măsurand şi aparat se face de regulă în două sau în trei puncte (fig. 1). Cu aproape 40 de ani în urmă s-a constatat că piesele rectificate au secţiunea transversală în formă de poligoane curbilinii şi că datorită acestor abateri de formă nu este posibilă determinarea exactă a diametrului *d*. Mult timp s-a crezut că problema se rezolvă prin utilizarea unor prisme pentru măsurare şi prelucrare.

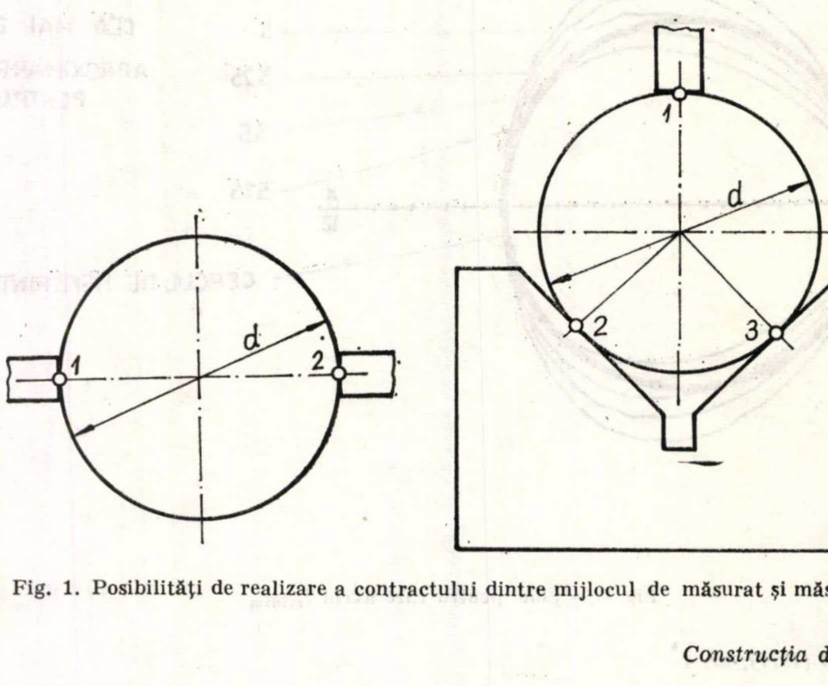


Fig. 1. Posibilităţi de realizare a contractului dintre mijlocul de măsurat şi măsurand.

În ultimii ani, odată cu crearea mijloacelor de măsurat abaterile de formă, s-a constatat că piesele prelucrate pe mașini-unelte nu au contururi în formă de poligoane curbilinii și deci întreaga teorie a așezării piesei între suprafețele de măsurare este fără importanță practică.

Figura 2 reprezintă profilograma polară a unei piese strunjite cu diamant. Numărul și înălțimea maximelor de pe conturul piesei sînt determinate de parametrii vibrațiilor care apar în timpul prelucrării. Contururi generate de aceleași cauze apar și la rectificare (fig. 3).

În figura 4 este redată profilograma unei „piese cilindrice" cu „contur dificil".

Din figurile 2, 3 și 4 rezultă că, datorită abaterilor de formă, piesele nu au diametru. Dacă lucrurile stau așa, atunci ce trebuie măsurat

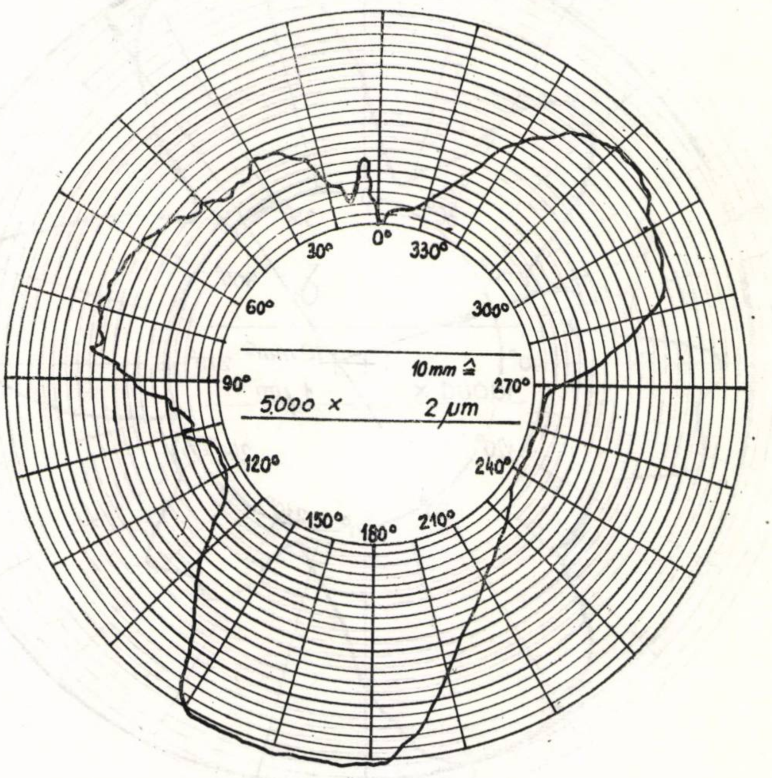


Fig. 2. Profilogramă polară la arbori strunjiți cu diamant.

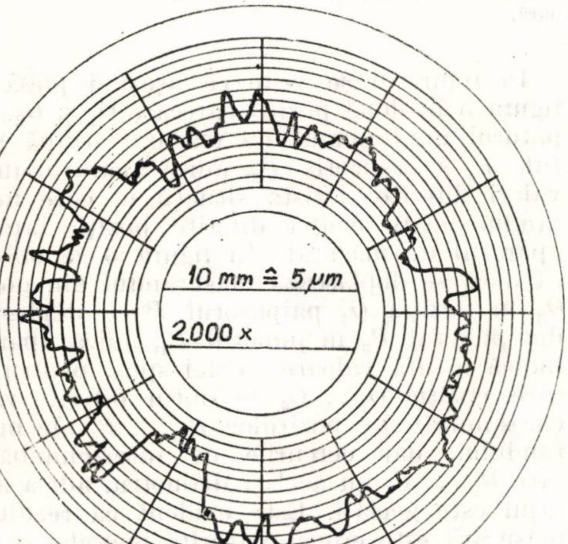


Fig. 3. Profilogramă polară la arbori rectificați.

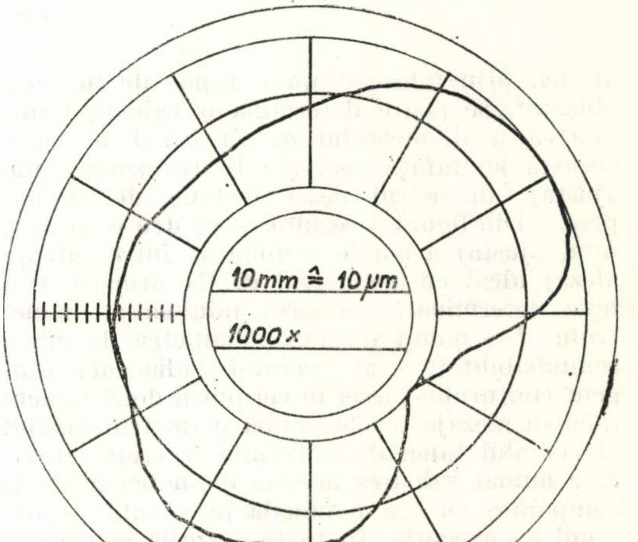


Fig. 4. Arbore cu forma „dificilă" (mijloacele de măsurat cunoscute nu permit măsurarea diametrului).

şi cu ce? Problema poate fi soluţionată numai dacă se porneşte de la rolul funcţional al piesei.

Fie, spre exemplu, un arbore a cărui secţiune transversală arată ca în figura 5. Dacă suprafaţa reprezentată nu are un rol funcţional, adică nu serveşte la realizarea unui ajustaj,

Pentru realizarea ajustajului ar trebui ca abaterile limită prevăzute pentru diametrul nominal să fie valabile pentru diametrul de interschimbabilitate. Dar acest diametru nu poate fi determinat cu mijloacele de măsurat bazate pe două şi trei puncte de contact.

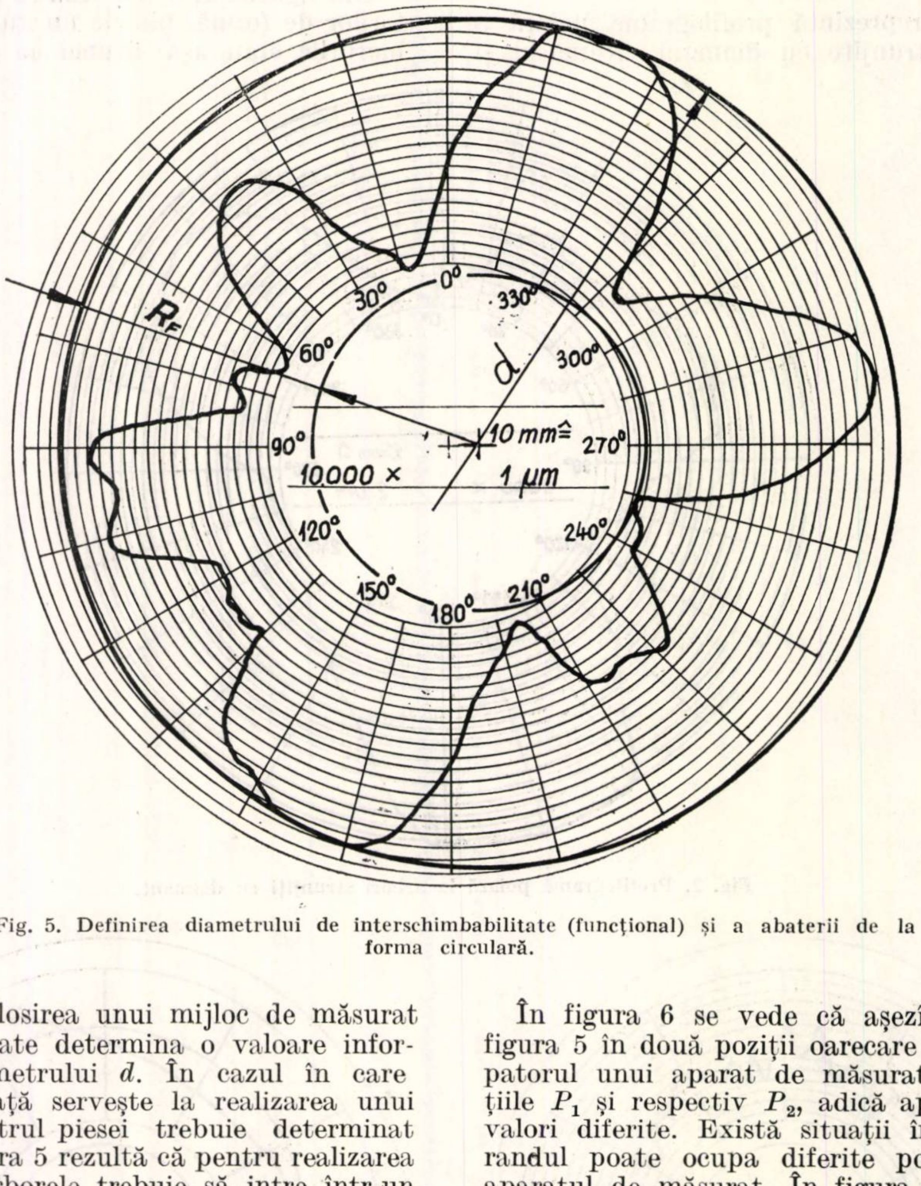


Fig. 5. Definirea diametrului de interschimbabilitate (funcţional) şi a abaterii de la forma circulară.

atunci, prin folosirea unui mijloc de măsurat obişnuit, se poate determina o valoare informativă a diametrului d. În cazul în care această suprafaţă serveşte la realizarea unui ajustaj, diametrul piesei trebuie determinat precis. Din figura 5 rezultă că pentru realizarea unui ajustaj arborele trebuie să intre într-un alezaj ideal cu diametrul d. Ca urmare, trebuie determinată valoarea minimă a diametrului d — numit de autor diametru de interschimbabilitate — al cercului (adiacent) tangent conturului piesei în cel puţin două puncte (pentru alezaje se determină diametrul maxim al cercului tangent conturului interior), deoarece numai valoarea acestui diametru poate fi comparată cu cea nominală prevăzută de desenul de execuţie. În toate cazurile în care se măsoară diametrul cu mijloacele cunoscute, se obţine o valoare mai mică, adică se obţine un diametru efectiv mai mic decît diametrele de interschimbabilitate şi nominal.

În figura 6 se vede că aşezînd piesa din figura 5 în două poziţii oarecare O_1 şi O_2, palpatorul unui aparat de măsurat ocupă poziţiile P_1 şi respectiv P_2, adică aparatul indică valori diferite. Există situaţii în care măsurandul poate ocupa diferite poziţii faţă de aparatul de măsurat. În figura 6 se observă că dacă se deplasează măsurandul din poziţia O_3 în poziţia O_4 palpatorul P se deplasează din punctul P_3 în punctul P_4, adică aparatul indică o altă valoare. Altfel spus, pentru fiecare poziţie $O_1 \ldots O_4$ se obţin diferite valori corespunzătoare poziţiilor $P_1 \ldots P_4$ ale măsurandului, dar cercurile de interschimbabilitate $C_1 \ldots C_4$ au acelaşi diametru, adică ajustajul este acelaşi. Este evident că rezultatul măsurării este eronat datorită metodei şi mijlocului de măsurat.

Singurul mijloc de măsurat care permite verificarea diametrului de interschimbabilitate este calibrul inel — pentru arbori şi cali-

brul tampon — pentru alezaje. Din acest motiv importanţa calibrelor menţionate va creşte considerabil în viitor.

Deoarece şi calibrele sînt afectate de erori de formă, metodele şi mijloacele utilizate la determinarea diametrelor nominale la calibre

— se înregistrează linear generatoarele calibrului care trec prin punctele menţionate;

— se măsoară diametrul piesei cu un mijloc de măsurat astfel încît suprafeţele de măsurare să fie tangente la piesă în punctele stabilite;

— se determină abaterea de rectilinitate a generatoarelor şi abaterea de la forma cilindrică.

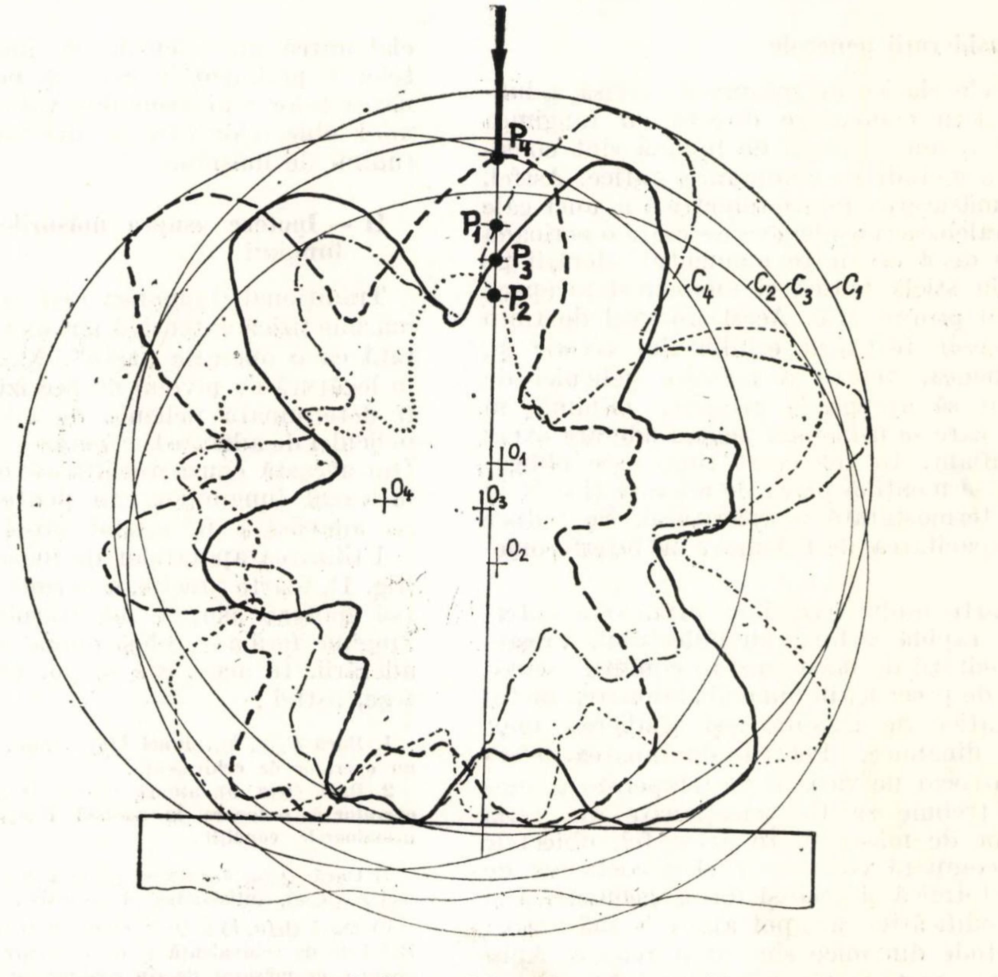


Fig. 6. Imposibilitatea măsurării diametrului unui arbore cu mijloace cunoscute.

nu sînt corespunzătoare, adică măsurarea se face pe baza unei scheme greşite. Autorul acestor rînduri propune următorul procedeu de măsurare:

— se stabilesc trei secţiuni în care trebuie efectuată măsurarea (la capetele şi eventual la mijlocul cilindrului);

— se înregistrează polar conturul piesei în secţiunile stabilite, se determină abaterea de la forma rotundă şi se marchează pe piesă punctele în care cercul cu diametrul de interschimbabilitate este tangent la profil;

Această metodică pare laborioasă şi costisitoare, dar, pînă în prezent, este singura „corectă". Procesul de măsurare poate fi simplificat considerabil dacă se foloseşte un mijloc care realizează cercul de interschimbabilitate şi permite măsurarea diametrului acestuia cu precizia dorită. Autorul a conceput deja un aparat de măsurat care materializează acest principiu.

Summary

The article proposes a new diameter measuring process for cylindrical parts, when ensuring parts interchangeability is important. For this purpose, the changeability diameter of parts is defined.

Résumé

L'article propose un nouveau procédé de mesurer le diamètre des pièces cylindriques lorsque l'assurance le l'interchangement des pièces est importante. Dans ce but on établit le diamètre de changement de la pièce.

Zusammenfassung

Der Artikel schlägt ein neues Messverfahren für den Durchmesser zylindrischer Teilen vor, dann wenn die Sicherung der Austauschbarkeit der Teilen wichtig ist. Dafür wird der Austauschdurchmesser des Teiles definiert.

Резюме

Статья предлагает новый способ измерения диаметра цилиндрических деталей, когда нужно обеспечивать межобменость деталей. С этой целью определяется диаметр обмености деталей.

CZ: 681.01:531.71

Cercetări în legătură cu măsurarea dinamică a lungimilor

Dr. ing. Ovidiu I. POPESCU – Institutul Politehnic – Bucureşti

I. Consideraţii generale

Metodele clasice de măsurare precisă a lungimilor prin comparare directă cu lungimea de undă a unei radiaţii de lumină sînt considerate ca metode de comparare statice. Astfel, pentru măsurarea interferometrică a unei cale plan-paralele se consideră ca necesară o perioadă de timp de 4 ore între momentul aderării pe placa din sticlă optică şi momentul începerii măsurării propriu-zise. Acest interval de timp este necesar realizării echilibrului termic şi, de asemenea, pentru a permite peliculei de lubrifiant să ajungă la grosimea minimă, în cazul în care se utilizează pentru aderare exces de lubrifiant. În tot acest timp este obligatoriu să se menţină placa de aderare şi cala în camera termostatată a aparatului. Se reduce astfel capacitatea de măsurare a interferometrului.

În foarte multe cazuri se urmăreşte determinarea rapidă a lungimii obiectului. Creşterea capacităţii de măsurare, în condiţii asemănătoare de precizie, impune abandonarea metodelor statice de măsurare şi studierea unor metode dinamice. Pentru diminuarea efectului provocat de variaţii de temperatură, etaloanele trebuie să fie selecţionate din seria obiectelor de măsurat. În acest fel, obiectele care se compară vor avea acelaşi coeficient de dilatare termică şi aceeaşi formă geometrică şi astfel modificările care pot apare la măsurarea prin metode dinamice sînt mult reduse. Aplicarea unor metode dinamice de etalonare impune stabilirea unor ipoteze iniţiale asupra măsurilor terminale de lungime şi, de asemenea, elaborarea unor scheme de analiză a rezultatelor experimentale care să permită determinarea celor mai probabile valori ale dimensiunilor obiectelor care se măsoară şi a incertitudinii de măsurare.

II – Ipoteze asupra măsurilor terminale de lungimi

Tradiţional, lungimea este considerată ca o mărime fizică extensivă iar aderarea este acceptată ca o operaţie „zero". Există mult dubiu în legătură cu nivelul de precizie cu care poate fi determinată pelicula de aderare (influenţa peliculei de aderare la repetarea experimentelor). Din această cauză rezultă că operaţia „zero", în cazul lungimilor, nu poate fi considerată ca adevărată în sensul absolut al noţiunii.

Utilizarea aparatelor de măsurat diferenţiale (fig. 1), foarte precise, a permis elaborarea unor noi ipoteze asupra măsurărilor terminale de lungime fără a se folosi operatorul caracteristic aderării. În acest caz se pot enunţa cinci ipoteze, astfel :

1. Dacă $E_L(a, b)$, atunci $L(a) = L(b)$, unde E_L reprezintă un operator de echivalenţă.

2. Dacă $Q_L(a, b)$, atunci $L(a) < L(b)$, unde Q_L este un operator de ordonare. În această situaţie trebuie îndeplinite următoarele condiţii :

a) Dacă, $Q_L(a, b)$, atunci nu se poate scrie şi $Q_L(b, a)$ şi nici $E_L(a, b)$, antisimetric şi exclusiv ;

b) Dacă $Q_L(a, b)$ şi $Q_L(b, c)$ atunci $Q_L(a, c)$, tranzitiv.

Relaţiile de echivalenţă şi de ordonare pot fi stabilite cu aparate de măsurat de tip comparator. Întrebarea la care trebuie să se răspundă este cum poate fi stăpînită şi luată în consideraţie stabilitatea temporală a procesului de măsurare. Cercetări recente au arătat că intercompararea mecanică

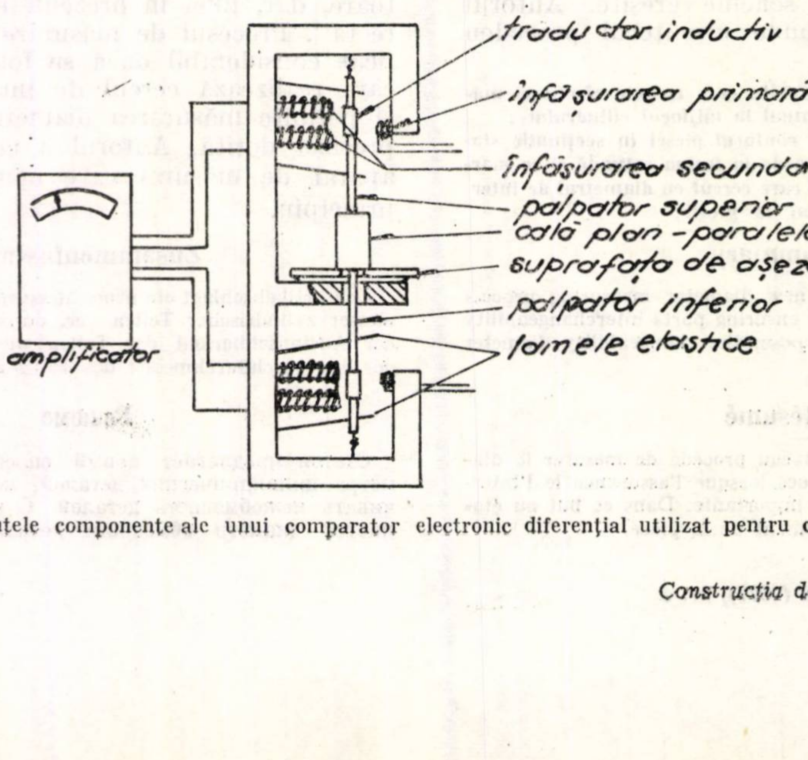


Fig. 1. Elementele componente ale unui comparator electronic diferenţial utilizat pentru controlul lungimilor.

este un proces de măsurare stabil sub 0,025 μm, în timp ce compararea interferometrică nu este (firma Corning Glass-S.U.A). Dificultăţi mai există şi în alegerea corespunzătoare a procesului de măsurare, a metodei de prelucrare şi de analiză a rezultatelor.

3. $L(x) = 0$. Această ipoteză cere posibilitatea utilizării radiaţiei de referinţă la etalonarea măsurilor terminale de lungime. Experimentele pentru stabilirea erorii de contact, a schimbării de fază a radiaţiei de lumină la reflexie, au căutat să stabilească o legătură cît mai exactă între lungimea de undă a radiaţiei de Kr 86 şi dimensiunea calei plan-paralele.

4. $L(y) = 1$. Se presupune că un membru al mulţimii este agreat ca unitate. Firma CE Johansson, plecînd de la radiaţia de definiţie, şi-a realizat etaloane proprii pe care le foloseşte la transmiterea unităţii de lungime la calele plan paralele pe care le fabrică. Se observă că „O" şi „l" sînt simboluri la care se pot ataşa două numere.

5. Dacă $D_L(a, b)$, atunci $L(a - b) = L(a) - L(b)$. În acest caz D_L reprezintă un operator de scădere. Se admite stabilirea diferenţei dintre dimensiunile a două obiecte folosind un aparat comparator.

Realizările actuale în domeniul aparatelor de măsurat lungimi confirmă o stabilitate suficientă pentru obţinerea unor performanţe de măsurare la un nivel deosebit de ridicat.

III – Scheme de măsurare prin intercompararea şi pentru prelucrarea statistică a rezultatelor

Obişnuit un proces de măsurare prin intercomparare presupune existenţa unui obiect etalon şi a unui măsurand. Se pot imagina intercomparări între două etaloane cu unul sau mai multe obiecte. În astfel de situaţii se asigură un caracter mai realist procesului de măsurare, creşte siguranţa determinărilor, şi este posibilă elaborarea unei tehnici de calcul superioare pentru prelucrarea rezultatelor experimentale. Folosirea a două etaloane în procesul de intercomparare face posibilă urmărirea comportării aparatului de măsurat în timpul determinărilor ceea ce conduce evident la creşterea fiabilităţii de măsurare. În figura 2 sînt prezentate cîteva scheme de intercomparare posibil de aplicat în cazul măsurării lungimilor.

S-au simbolizat prin cerc, etalonul, iar prin puncte obiectele care trebuie măsurate. Liniile de legătură reprezintă comparările care se efectuează. Corespunzător schemelor propuse (fig. 2), metoda de măsurare se numeşte prin substituţie. Studiul se poate aplica pentru două variante ale acestei metode şi anume:

— metoda substituţiei simple
— metoda substituţiei duble

Metoda substituţiei simple prevede ca diferenţa dimensiunilor a două obiecte, de exemplu O_1 şi O_2, să se obţină numai prin două citiri, astfel:

$$O_1 - O_2 = c_1 - c_1'.$$

În cadrul metodei substituţiei duble, diferenţa de dimensiune dintre două obiecte se obţine prin patru citiri. Se vor efectua cîte două citiri pe fiecare obiect, astfel că:

$$O_1 - O_2 = \frac{(c_{11} - c_{11}') + (c_{12} - c_{12}')}{2}$$

Dacă se dispune de un aparat pe care măsurările se pot face de la poziţia în contact a palpatoarelor (de exemplu o instalaţie de măsurare cu interferometru cu laser), este posibilă aplicarea schemei de măsurare denumite permutări ciclice (fig. 3).

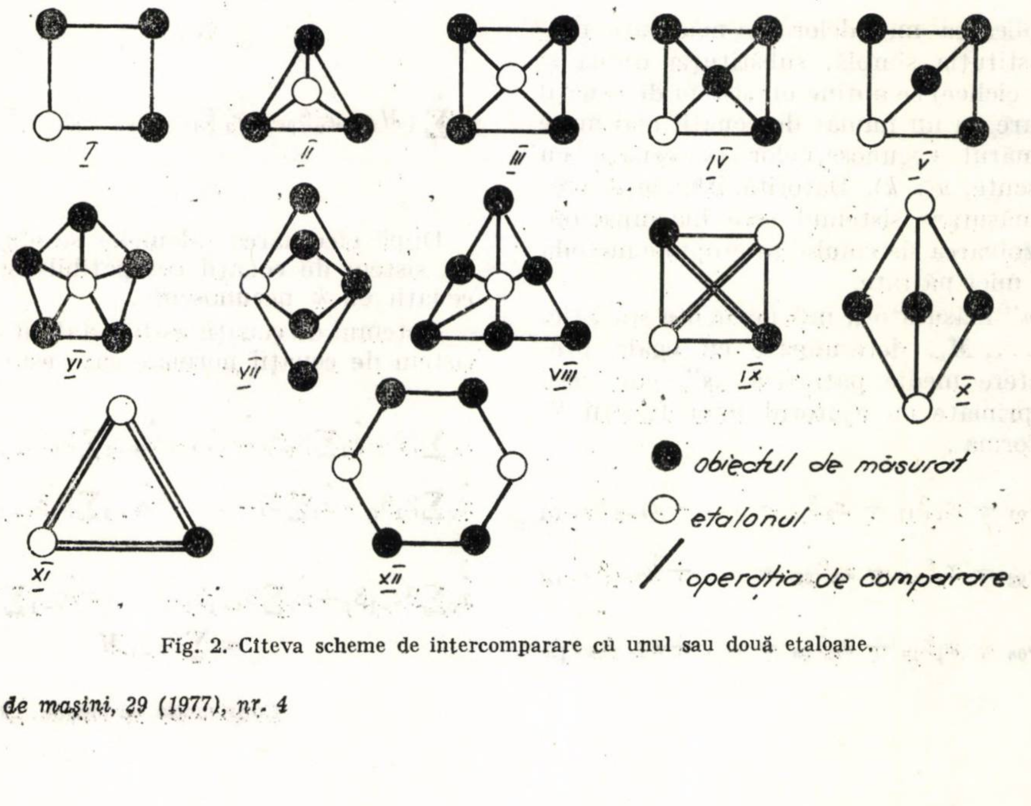


Fig. 2. Cîteva scheme de intercomparare cu unul sau două etaloane.

Ecuația de măsurare se scrie:

$$c_n = E_{1.2}(O_{1.2}) + (n-1)\varepsilon + \mu$$

unde:

ε este eroarea indicatorului între două citiri (variație liniară);

μ — mărimea medie a intervalului de separație dintre cele două palpatoare;

E_1, E_2 sînt etaloane cu dimensiunea binecunoscută.

atunci cele mai probabile valori ale necunoscutelor $x_0, x_1, x_2, \ldots, x_{k-1}$ sînt acelea pentru care suma erorilor reziduale este minimă.

Dacă se notează cu $\hat{x}_0, \hat{x}_1, \hat{x}_2, \ldots, \hat{x}_{k-1}$ valorile probabile ale necunoscutelor, atunci valoarea rezidului se calculează cu relația:

$$r_i = M_i(\hat{x}_0\beta_{0i} + \hat{x}_1\beta_{1i} + \hat{x}_2\beta_{2i} + \cdots + \hat{x}_{k-1}\beta_{k-1,i})$$

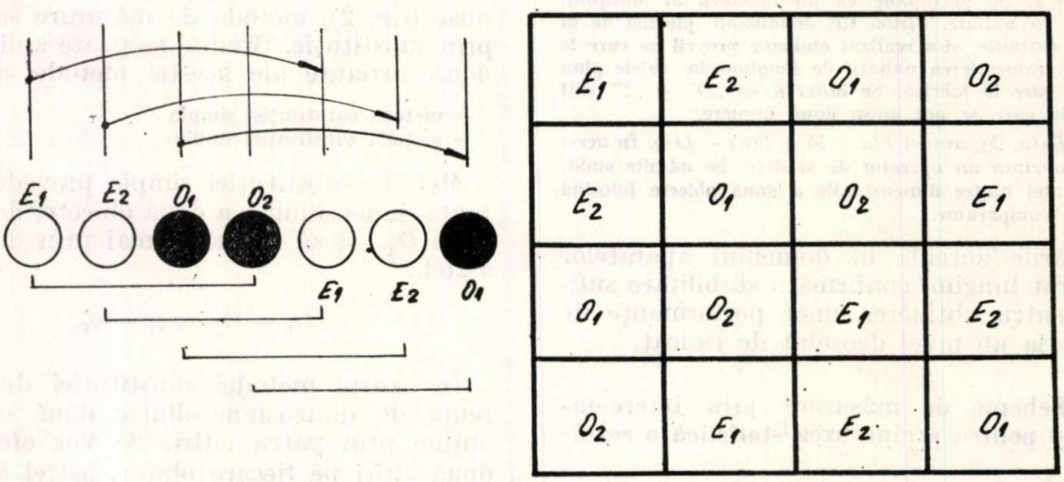


Fig. 3. Metoda permutărilor ciclice. Ecuații de măsurare.

În toate situațiile este necesară scrierea unei ecuații de legătură sau de restricție folosind dimensiunea (abaterea) cunoscută a unui etalon sau suma dimensiunilor (abaterilor) celor două etaloane, corespunzător situației de măsurare: cu un etalon sau cu două etaloane.

IV — Elaborarea metodei de prelucrare a datelor experimentale.

Prin aplicarea metodelor de măsurare propuse (substituția simplă, substituția dublă și permutări ciclice) se obține un sistem de ecuații de măsurare cu un număr de ecuații mai mare decît numărul necunoscutelor (n ecuații cu k necunoscute, $n > k$). Datorită influenței erorilor de măsurare sistemul este incompatibil. Pentru rezolvarea sistemului se propune metoda celor mai mici pătrate.

Dacă „n" măsurători, independente statistic, $M_1, M_2, \ldots, M_n$, determinate cu egală precizie (abatere medie pătratică „s", comună), pot fi exprimate cu ajutorul unor funcții liniare de forma:

$$M_1 = x_0\beta_{01} + x_1\beta_{11} + x_2\beta_{21} + \cdots + x_{k-1}\beta_{k-1,1}$$

$$M_2 = x_0\beta_{02} + x_1\beta_{12} + x_2\beta_{22} + \cdots + x_{k-1}\beta_{k-1,2}$$

$$\vdots$$

$$M_n = x_0\beta_{0n} + x_1\beta_{1n} + x_2\beta_{2n} + \cdots + x_{k-1}\beta_{k-1,n}$$

Calculul valorilor probabile ale necunoscutelor se efectuează din sistemul:

$$\frac{\partial \sum_1^n (M_i - \hat{x}_0\beta_{0i} - \hat{x}_1\beta_{1i} - \ldots - \hat{x}_{k-1}\beta_{k-1,i})^2}{\partial \hat{x}_0} = 0$$

$$\frac{\partial \sum_1^n (M_i - \hat{x}_0\beta_{0i} - \hat{x}_1\beta_{1i} - \ldots - \hat{x}_{k-1}\beta_{k-1,i})^2}{\partial \hat{x}_1} = 0$$

$$\vdots$$

$$\frac{\partial \sum_1^n (M_i - \hat{x}_0\beta_{0i} - \hat{x}_1\beta_{1i} - \ldots - \hat{x}_{k-1}\beta_{k-1,i})^2}{\hat{x}_{k-1}} = 0$$

După efectuarea calculelor se obține în final un sistem de ecuații compatibil format din k ecuații cu k necunoscute.

Sistemul de ecuații astfel stabilit se numește sistem de ecuații normale care este de forma:

$$\hat{x}_0\sum\beta_0^2 + \hat{x}_1\sum\beta_0\beta_1 + \ldots + \hat{x}_{k-1}\sum\beta_0\beta_{k-1} = \sum\beta_0 M$$

$$\hat{x}_0\sum\beta_1\beta_0 + \hat{x}_1\sum\beta_1^2 + \ldots + \hat{x}_{k-1}\sum\beta_1\beta_{k-1} = \sum\beta_1 M$$

$$\vdots$$

$$\hat{x}_0\sum\beta_{k-1}\beta_0 + \hat{x}_1\sum\beta_{k-1}\beta_1 + \ldots + \hat{x}_{k-1}\sum\beta_{k-1}^2 = \sum\beta_{k-1} M$$

unde :

$$\sum \beta_1 \beta_2 = \sum_{i=1}^{n} \beta_{1i}\beta_{2i} \text{ și } \sum \beta_1 M = \sum_{i=1}^{n} \beta_{1i} M_i$$

Din acest sistem de ecuații se determină necunoscutele $\hat{x}_0, \hat{x}_1, \hat{x}_2, \ldots, \hat{x}_{k-1}$

Calculul abaterii medii pătratice, „s", a unei măsurări M, se efectuează cu următoarea relație :

$$s^2 = \frac{1}{n-k} \sum_{i=1}^{n} [M_i - (\hat{x}_0 \beta_{0i} + \hat{x}_1 \beta_{1i} + + \hat{x}_2 \beta_{2i} + \ldots + \hat{x}_{k-1} \beta_{k-1,i})]^2$$

V — Aplicație practică

Se consideră o măsurare prin intercomparare într-un grup de patru obiecte folosind metoda substituției simple (fig. 4). Etaloanele sînt notate cu E_1 și E_2, iar obiectele de măsurat sînt O_1 și O_2. Cele patru obiecte sînt cu aceeași formă geometrică (cale plan-paralele). Metoda se poate aplica și pentru obiecte cu forme geometrice diferite de exemplu : etaloanele-cale plan-paralele, obiectele de măsurat-sfere sau cilindri. Cele patru obiecte care se intercompară prezintă aceeași dimensiune nominală. Dimensiunile etaloanelor sînt bine determinate și, pe cît posibil, studiate pe o perioadă mai lungă de timp. Numărul obiectelor a căror dimensiune se dorește a se determina a fost limitat la maximum două, O_1 și O_2, pentru a nu se îngreuna exagerat metodologia de calcul și pentru a se dispune de o operativitate de manavră corespunzătoare. În vederea efectuării determinărilor setul de obiecte împreună cu aparatul de măsurat trebuie menținut peste noapte în camera termostatată. Aparatul utilizat a fost un comparator electronic diferențial, cu valoarea diviziunii $i = 0{,}01$ µm. Înainte de a începe măsurarea trebuie investigate toate sursele de erori sistematice și calculul unor corecții care să asigure obținerea unor rezultate cu un înalt grad de precizie. Modul de obținere al ecuațiilor de măsurare este prezentat în figura 4.

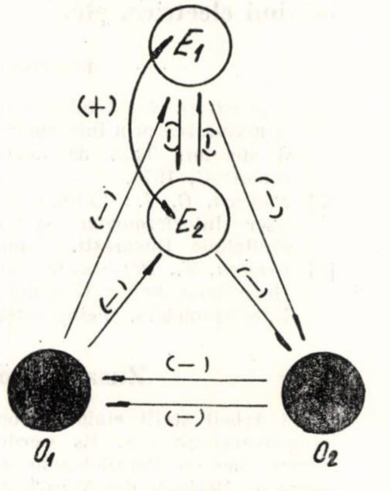
În vederea simplificării calculelor se alcătuiește un tabel de forma celui prezentat în figura 5, cu ajutorul căruia se stabilesc rapid coeficienții necunoscutelor din sistemul compatibil de ecuații normale. Pentru schema de intercomparare propusă, sistemul de ecuații normale va fi :

$$5E_1 - E_2 - O_1 - O_2 = M_1 - M_2 + M_7 - M_8 + M_9$$

$$-E_1 + 5E_2 - O_1 - O_2 = M_2 - M_3 + M_6 - M_7 + M_9$$

$$-E_1 - E_2 + 4O_1 - 2O_2 = M_3 - M_4 - M_5 + M_8$$

$$-E_1 - E_2 - 2O_1 + 4O_2 = -M_1 + M_4 + M_5 - M_6$$



$$E_1 - O_2 = C_1 - C_1' = M_1$$
$$E_2 - E_1 = C_2 - C_2' = M_2$$
$$O_1 - E_2 = C_3 - C_3' = M_3$$
$$O_2 - O_1 = C_4 - C_4' = M_4$$
$$O_2 - O_1 = C_5 - C_5' = M_5$$
$$E_2 - O_2 = C_6 - C_6' = M_6$$
$$E_1 - E_2 = C_7 - C_7' = M_7$$
$$O_1 - E_1 = C_8 - C_8' = M_8$$
$$E_1 + E_2 = q = M_9$$

Fig. 4. Intercompararea într-un grup de patru obiecte (metoda substituției). Ecuațiile de măsurare.

E_1	E_2	O_1	O_2	M
β_0	β_1	β_2	β_3	
+1	0	0	−1	M_1
−1	+1	0	0	M_2
0	−1	+1	0	M_3
0	0	−1	+1	M_4
0	0	−1	+1	M_5
0	+1	0	−1	M_6
+1	−1	0	0	M_7
−1	0	+1	0	M_8
+1	+1	0	0	$M_9 = q$

Fig. 5. Tabel pentru calculul coeficienților necunoscutelor din sistemul de ecuații normale.

Din rezolvarea acestui sistem se calculează valorile cele mai probabile ale necunoscutelor E_1, E_2, O_1 şi O_2, care se notează cu $\hat{E}_1$, $\hat{E}_2$, $\hat{O}_1$ şi $\hat{O}_2$.

Stabilirea mărimii erorii medii pătratice a valorii individuale obţinute prin măsurare (M) necesită determinarea reziduurilor r_i în felul următor :

$$r_1 = M_1 - (\hat{E}_1 - \hat{O}_2)$$

$$r_2 = M_2 - (\hat{E}_2 - \hat{E}_1)$$

$$r_3 = M_3 - (\hat{O}_1 - \hat{E}_2)$$

$$r_4 = M_4 - (\hat{O}_2 - \hat{O}_1)$$

$$r_5 = M_5 = (\hat{O}_2 - \hat{O}_1)$$

$$r_6 = M_6 - (\hat{E}_2 - \hat{O}_2)$$

$$r_7 = M_7 - (\hat{E}_1 - \hat{E}_2)$$

$$r_8 = M_8 - (\hat{O}_1 - \hat{E}_1)$$

$$r_9 = M_9 - (\hat{E}_1 + \hat{E}_2)$$

Eroarea medie pătratică „s" se calculează cu relaţia :

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} r_i^2}{n - k}}$$

unde :

n reprezintă numărul ecuaţiilor de măsurare ($n = 9$);
k reprezintă numărul necunoscutelor ($k = 4$).

Astfel, numărul gradelor de libertate, pentru schema de intercomparare propusă, este de :

$$\nu = n - k = 5$$

Domeniul abordat în lucrare este complex şi necesită studii viitoare în legătură cu interpretarea unor fenomene aleatorii care pot apare în timpul procesului de măsurare.

Metodele de intercomparare propuse pot fi aplicate şi în alte domenii aparent divergente precum : măsurarea maselor, măsurarea unor mărimi electrice, etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Popescu, O. I.* : Contribuţii privind ridicarea preciziei la măsurarea prin intercomparare a calelor plan-paralele şi sferelor. Teză de doctorat. Institutul Politehnic Bucureşti, 1976.

[2] *Popescu, O. I.* : Calibration of ball diameter with a laser interferometer system. Buletinul Institutului Politehnic Bucureşti. Tomul XXXVII, nr. 1, 1975.

[3] *Demian, T., Popescu, O., Cucu, F.* : Untersuchung eines Messystems hoher Genauigkeit mit Hilfe eines Laser-Interferometers. Feingeratetechnik, nr. 6, 1976.

Summary

In this article some improved methods for comparation length measurement are presented. Some hypotheses about gage blocks and a mathematical method for exprimental observations analysis are elaborated. Finally a practical example for an intercomparation measurement process with four objects, two standards and two measurement objects, using substitution method are shown.

Résumé

Cet article presente quelques méthodes de mesure par comparaison des longueurs. On a élaboré une serie des suppositions sur les mesures terminales des longueurs et une methode mathématique d'analyse des résultats experimentaux. Enfin on a pris un exemple pratique pour un processus d'intercomparaison avec quatre objets : deux étalons et deux à mesurer utilisant méthode de substitution.

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt einige verbesserte Messmethoden durch Längenvergleich dar. Es werden verschiedene Voraussetzungen über die Parallelendmasse gemacht und eine mathematische Methode der Verarbeitung experimenteller Daten gezeigt. Schliesslich wird ein praktisches Beispiel eines Vergleichsprozesses von vier Gegenständen, zwei Prüflingen und zwei Bezugsendmassen dargestellt, wobei die Substitutionsmethode angewendet wurde.

Резюме

В работе представлены некоторые улучшеные методы измерения при сличении длин. Разрабатывается ряд цредложений по концевым мерам, а также математический метод обработки экспериментальных данных. В конце приводится практический пример проведения процесса сличения с 4 обьектами, два эталона и измерительных обьекта, применяя метод подстановки.

CZ: 621.833

Metodologie privind controlul profilului evolventic al roţilor dinţate

Ing. Simona ANTONESCU, dr. ing. Ion CONSTANTINESCU – Institutul Politehnic – Bucureşti

1. Introducere

Introducerea tehnicii de calcul în măsurarea lungimilor, permite şi controlarea parametrilor roţilor dinţate, inclusiv a profilului, fără a mai fi nevoie de dispozitive special construite pentru aceasta. Sursele de erori aduse de dispozitiv pot fi înlăturate dacă se recurge la măsurarea în coordonate; metoda are marele avantaj că pretinde pentru control numai un aparat universal de măsurare în coordonate şi un program corespunzător de analiză a rezultatelor măsurărilor (fig. 1).

2. Metodologia de calcul

Se consideră roata dinţată aşezată într-o poziţie oarecare, într-un sistem de coordonate ξ, η (fig. 2).

Obţinerea informaţiilor privind roata dinţată se face prin măsurarea coordonatelor unui număr oarecare de puncte de-a lungul flancului. Cu cît numărul de puncte măsurate este mai mare, informaţia ce se prelucrează este mai consistentă. Deoarece determinarea experimentală a celor două coordonate ale fiecărui punct M este afectată de erori aleatorii

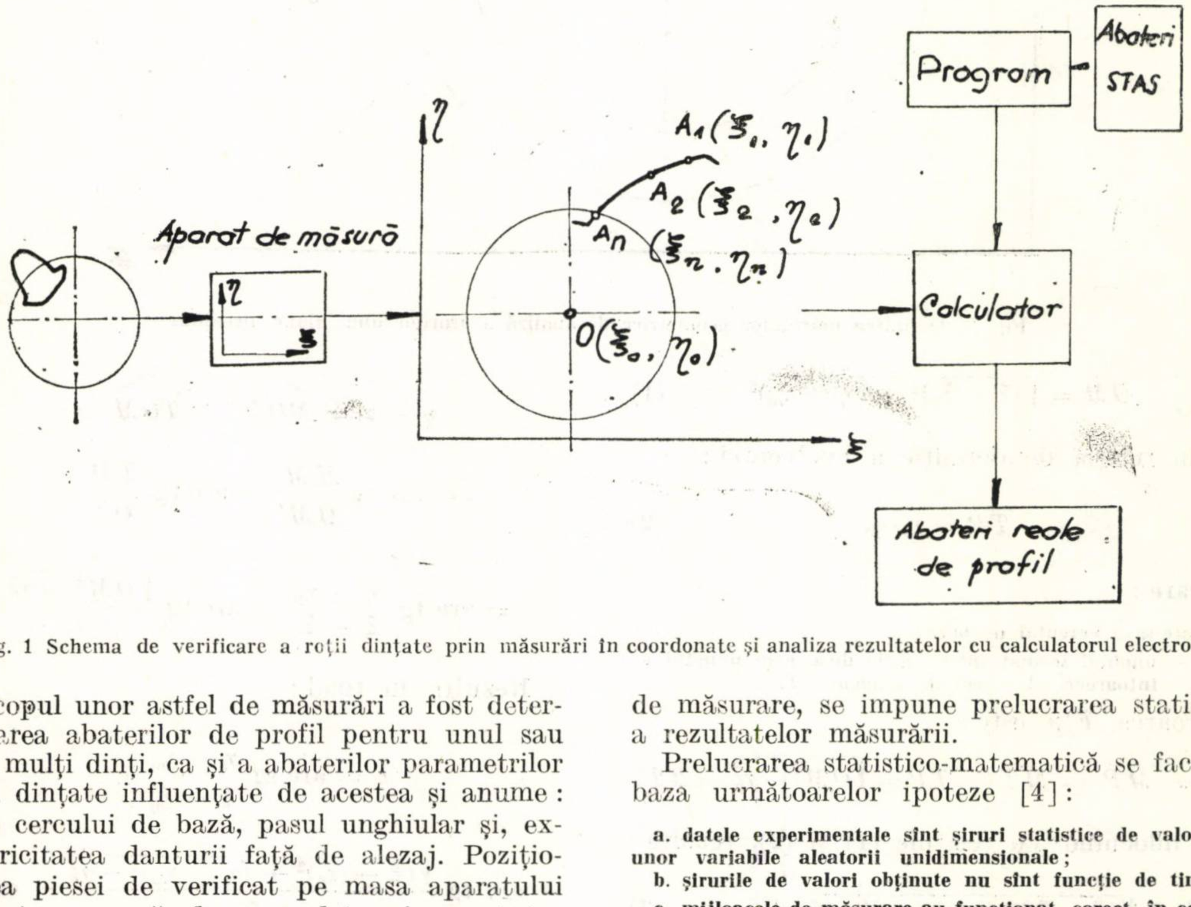


Fig. 1 Schema de verificare a roţii dinţate prin măsurări în coordonate şi analiza rezultatelor cu calculatorul electronic.

Scopul unor astfel de măsurări a fost determinarea abaterilor de profil pentru unul sau mai mulţi dinţi, ca şi a abaterilor parametrilor roţii dinţate influenţate de acestea şi anume: raza cercului de bază, pasul unghiular şi, excentricitatea danturii faţă de alezaj. Poziţionarea piesei de verificat pe masa aparatului nu este necesară, deoarece determinarea tuturor elementelor se face faţă de sistemul de coordonate al aparatului. Singurele condiţii impuse pentru a putea determina, prin calcul abaterile de profil, sînt:

— cunoaşterea coordonatelor centrului roţii în poziţia de măsurare;

— roata să nu-şi schimbe poziţia în cursul efectuării tuturor măsurărilor necesare.

de măsurare, se impune prelucrarea statistică a rezultatelor măsurării.

Prelucrarea statistico-matematică se face pe baza următoarelor ipoteze [4]:

a. datele experimentale sînt şiruri statistice de valori ale unor variabile aleatorii unidimensionale;

b. şirurile de valori obţinute nu sînt funcţie de timp;

c. mijloacele de măsurare au funcţionat, corect, în condiţii de precizie egale, determinările nefiind afectate de erori sistematice sau grosolane;

d. datele supuse prelucrării aparţin unei legi de distribuţie normală sau care poate fi considerată în mod justificat ca aproape normală.

e. rezultatele măsurătorilor sînt autentice şi reprezentative pentru scopul urmărit.

Este ştiut că eroarea de profil Efp într-un punct oarecare M se defineşte ca distanţa

MP măsurată pe normala la cercul de bază al evolventei teoretice *ABC*. Presupunînd că centrul roţii are coordonatele cunoscute $O(\xi_0, \eta_0)$, iar în punctul *M* s-au măsurat coordonatele (ξ, η), rezultă că:

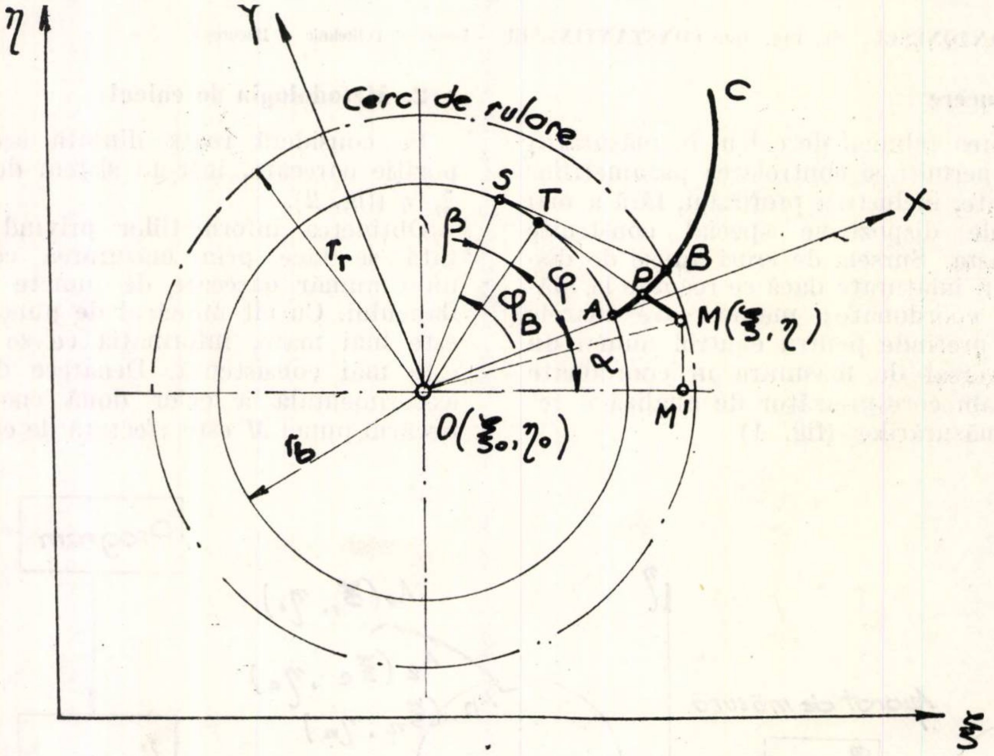


Fig. 2. Definirea mărimilor geometrice de analiză a erorilor unui flanc dreapta.

$$\overline{OM} = \sqrt{(\xi - \xi_0)^2 + (\eta - \eta_0)^2} \qquad (1)$$

Din relaţia de definiţie a evolventei:

$$\overline{TP} = r_b \cdot \varphi, \qquad (2)$$

în care:

r_b este raza cercului de bază;

φ — unghiul format între razele duse prin punctul de întoarcere *A* şi cel de tangenţă *T*.

Eroarea *Efp* este:

$$Efp = \overline{MP} = \overline{MT} - \overline{TP} = \sqrt{\overline{OM}^2 - r_b^2} - \overline{TP},$$

sau înlocuind cu relaţiile (1) şi (2), rezultă:

$$Efp = \sqrt{(\xi - \xi_0)^2 + (\eta - \eta_0)^2 - r_b^2} - r_b \cdot \varphi \qquad (3)$$

Pentru o interpretare comodă şi sugestivă a rezultatelor, se utilizează reprezentări ale variaţiei erorii *Efp* de-a lungul profilului dintelui, avînd ca abscisă într-un punct oarecare *M*:

$$W = \widehat{ST} = \beta \cdot r_b \qquad (4)$$

în care $\widehat{ST}$ este arcul parcurs de punctul de tangenţă *T* pe cercul de bază. Pentru determinarea lui β se calculează mai întîi unghiul φ, astfel:

$$\varphi + \alpha = \widehat{MOM'} + \widehat{TOM} =$$

$$= \operatorname{arc\,tg} \frac{\overline{MM'}}{\overline{OM'}} + \operatorname{arc\,tg} \frac{\overline{TM}}{\overline{OT}} =$$

$$= \operatorname{arc\,tg} \frac{\eta - \eta_0}{\xi - \xi_0} + \operatorname{arc\,tg} \frac{\sqrt{\overline{OM}^2 - r_b^2}}{r_b}$$

Rezultă în final:

$$\varphi = \operatorname{arc\,tg} \frac{\eta - \eta_0}{\xi - \xi_0} + $$

$$+ \operatorname{arc\,tg} \frac{\sqrt{(\xi - \xi_0)^2 + (\eta - \eta_0)^2 - r_b^2}}{r_b} - \alpha \qquad (5)$$

În sistemul de coordonate *XY*, ecuaţiile parametrice ale evolventei *ABC* sînt:

$$x = r_b (\cos\varphi + \varphi \sin\varphi)$$

$$Y = r_b (\sin\varphi - \varphi \cos\varphi) \qquad (6)$$

Ridicînd la pătrat și însumînd, rezultă:

$$x^2 + y^2 = r_b^2(1 + \varphi^2)$$

din care se obține pentru punctul B de intersecție a evolventei cu cercul de rulare avînd raza r_r:

$$\varphi_B = \sqrt{\left(\frac{r_r}{r_b}\right)^2 - 1} \tag{7}$$

Rezultă că abscisa definită prin relația (4) va fi:

$$w = \beta \cdot r_b = (\varphi_B - \varphi) \cdot r_b. \tag{8}$$

În continuare se va folosi pentru eroarea *Efp* expresia următoare, obținută din (3) prin înlocuirea cu (5):

$$Efp = r_b\left[\sqrt{\left(\frac{\xi - \xi_0}{r_b}\right)^2 + \left(\frac{\eta - \eta_0}{r_b}\right)^2 - 1} - \right.$$

$$- \operatorname{arc\,tg}\frac{\eta - \eta_0}{\xi - \xi_0} -$$

$$\left. - \operatorname{arc\,tg}\sqrt{\left(\frac{\xi - \xi_0}{r_b}\right)^2 + \left(\frac{\eta - \eta_0}{r_b}\right)^2 - 1} + \alpha\right] \tag{9}$$

Relațiile stabilite mai sus sînt valabile pentru flancuri dreapta, sensurile pozitive ale unghiurilor α, φ și φ_B fiind cele din figura 2. De asemenea, dacă se notează:

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{\xi - \xi_0}{r_b}\right)^2 + \left(\frac{\eta - \eta_0}{r_b}\right)^2 - 1}, \tag{10}$$

el este pozitiv pentru flancuri dreapta. Pentru flancuri stînga (fig. 3), λ, φ și φ_B devin negative.

Pentru determinarea unghiului α de definire a poziției punctului de întoarcere al evolventei celei mai probabile definită de ansamblul punctelor măsurate, se folosește metoda celor mai mici pătrate, astfel:

— în expresia (9) α se consideră elementul care trebuie determinat, astfel ca suma:

$$S = \sum_{i=1}^{n} Efp_i^2, \tag{11}$$

să fie minimă.

— pentru ca S să fie minim se scrie condiția:

$$\frac{\partial s}{\partial \alpha} = 0 = 2r_b^2 \sum_{i=1}^{n}\left\{\sqrt{\left(\frac{\xi_i - \xi_0}{r_b}\right)^2 + \left(\frac{\eta_i - \eta_0}{r_b}\right)^2 - 1} - \right.$$

$$- \operatorname{arc\,tg}\frac{\eta_i - \eta_0}{\xi_i - \xi_0} -$$

$$\left. - \operatorname{arc\,tg}\sqrt{\left(\frac{\xi_i - \xi_0}{r_b}\right)^2 + \left(\frac{\eta_i - \eta_0}{r_b}\right)^2 - 1} + \alpha\right\}$$

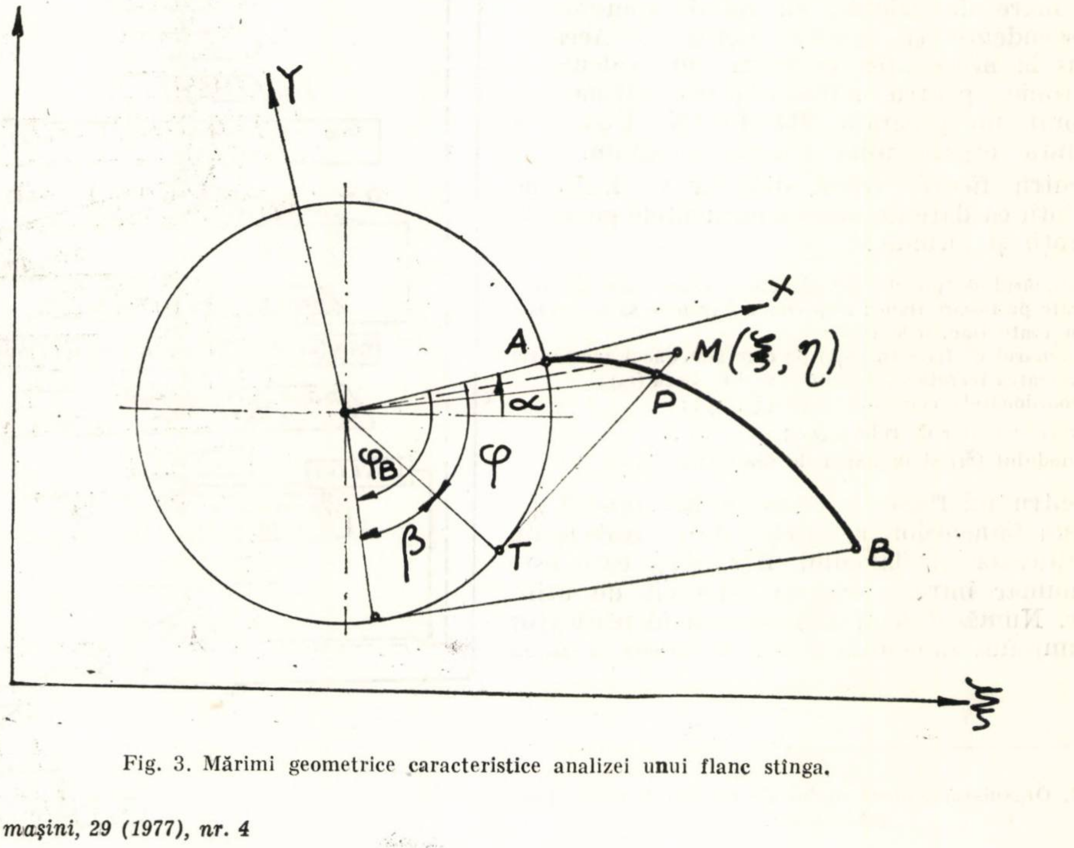


Fig. 3. Mărimi geometrice caracteristice analizei unui flanc stînga.

din care rezultă valoarea căutată pentru α:

$$\alpha = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \left(\operatorname{arc\,tg} \frac{\eta_i - \eta_0}{\xi_i - \xi_0} + \operatorname{arc\,tg} \lambda_i - \lambda_i \right). \quad (12)$$

α fiind cunoscut, se pot calcula erorile Efp_i ale celor n puncte măsurate de-a lungul flancului considerat.

Pentru compararea rezultatelor obținute prin măsurarea roților dințate de module diferite se preferă eroarea adimensională $\overline{Efp_i}$, definită astfel:

$$\overline{Efp_i} = \frac{Efp_i}{Efp_0} \quad (13)$$

în care: Efp_0 este eroarea admisibilă de profil.

În acest caz, o diagramă de variație a erorilor $\overline{Efp_i}$ ar avea ca abscisă mărimea adimensională:

$$\overline{W_i} = \frac{W_i}{m} \quad (14)$$

Diagrama $\overline{Efp_i}\,\overline{w_i}$ trasată astfel, este analoagă cu profilograma obținută prin controlul profilului roții pe un evolventmetru, deosebindu-se de aceasta prin ordonatele sale adimensionale.

3. Descrierea programului FORTRAN

Din paragrafele anterioare rezultă că prelucrarea datelor măsurătorilor comportă un volum mare de calcule, cu relații complicate, transcendente și procese iterative. Aceasta a dus la necesitatea utilizării unui calculator electronic, pentru întrebuințarea căruia s-a elaborat un program FORTRAN. Figura 4 prezintă organigrama acestui program.

Pentru fiecare roată dințată se introduc mai întîi ca date de intrare elementele generale ale roții și anume:

- numărul de puncte (n) ale căror coordonate au fost măsurate pe fiecare flanc; acest număr trebuie să fie același pentru toate flancurile roții;
- numărul de flancuri (n_{f1}) pe care s-au făcut măsurări;
- valoarea teoretică a razei cercului de bază (r_b);
- coordonatele centrului roții (ξ_0, η_0);
- raza cercului de rulare (r_r);
- modulul (m) și numărul de dinți (z).

Pentru un flanc oarecare, avînd rangul $L1$ în lista flancurilor, se citește de pe cartele un identificator al flancului $K(1, L1)$, care este un număr întreg, arbitrar, atribuit de utilizator. Numărul $K(2, L1)$ este un identificator al timpului flancului și are valoarea 1 dacă

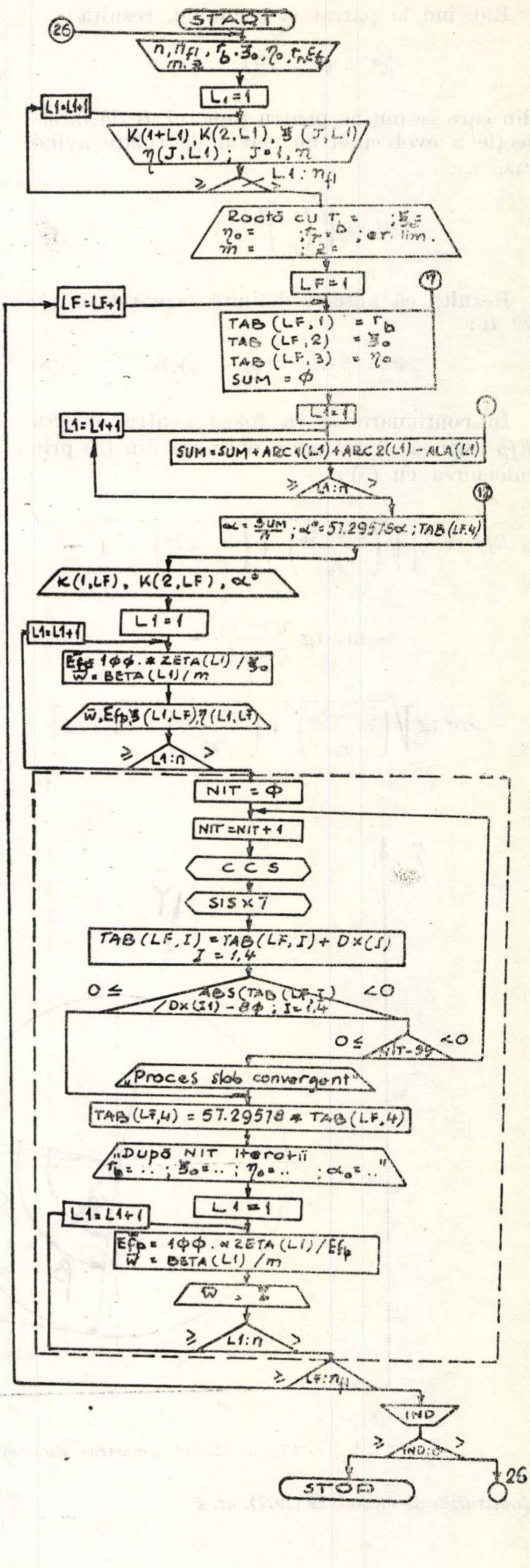


Fig. 4. Organigrama programului de analiză a rezultatelor măsurărilor.

flancul este drept, respectiv 2 dacă flancul este stîng. Coordonatele punctelor citite pentru flancul $L1$ se alocă tablourilor bidimensionale $\xi(J, L1)$, $\eta(J, L1)$ pentru $J = 1 \div n$ și $L1 = 1 \div n_{f1}$. Valorile parametrilor r_g, ξ_0, η, α ai roţii, se vor afla în final alocate în tabloul TAB $(n_{f1}, 4)$. Pentru determinarea valorii unghiului α de definire a poziţiei punctului de întoarcere al evolventei, se fac iniţializările din secvenţa de calcul cu eticheta [7], calculul şi alocările făcîndu-se în secvenţele [10] şi [12]. În program sînt chemate funcţiile tip subrutină denumite ALA, ARC1, ARC 2, ZETA, BETA, toate avînd argumentul întreg I, care este rangul punctului citit pentru un flanc oarecare.

Următoarele secvenţe ale programului calculează, cu relaţiile 13 şi 14, eroarea adimensională $\overline{Efp}$ în procente, respectiv abscisa adimensională $\overline{W}$ pentru fiecare din cele n puncte ale unui flanc, valori ce se afişează, după ce se afişaseră deja identificatorul flancului, tipul acestuia şi valoarea unghiului α.

4. Concluzii

Funcţie de precizia de determinare a erorilor roţii dinţate ca şi de dimensiunea ei, precum şi de posibilităţile tehnice existente se poate utiliza la astfel de măsurători : microscopul universal, microscopul de atelier, proiectorul de profile, sau dispozitive special construite în acest scop.

Metoda a fost aplicată cu bune rezultate la controlul abaterilor de profil ale roţilor dinţate cu modul sub 0,2 mm, utilizîndu-se pentru aceasta microscopul universal la care ,,palparea" roţii prin vizare optică aduce avantajul insensibilităţii la dimensiuni mici şi a lipsei forţei de contact.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Dimo, P.* : Programarea în FORTRAN, Ed. Didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1971.

[2] *Globig, A., Hartmann, M. W.* : Koordinatenmessung an Stirnradverzahnungen mit rechnergestützter Auswertung, Informationen Dresden, 1975.

[3] *Lotze, W.* : Rechnergestützte Dreikoordinatenmessung, Acta IMECO, 1973.

[4] *Rumşiski, L. Z.* : Prelucrarea matematică a datelor experimentale, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1974.

[5] *Werthing-Geffner* : Prelucrarea datelor experimentale, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1959.

[6] * * * : STAS 2 631–72, Statistică matematică, Terminologie şi simboluri.

[7] * * * : STAS 7 122–72, Statistica matematică, Prezentarea şi prelucrarea datelor experimentale şi de observaţie.

Summary

The work presents a control method for the involute shape of the circle used for gear teeth : by measuring in coordinates and computer analysis of results.

Zusammenfassung

Der Artikel beschreibt eine Kontrolmethode für den Kreisevolventenprofil der Radverzahnung : durch Orthogonalmessung und rechnerunterstützte Ergebnisanalyse.

Résumé

L'article presente une methode de control du profil en developpante du cercle utilisé pour la danture des roues dentees : par mesurage en coordonnees et l'analyse des resultats a l'aide du calculateur.

Резюме

В работе приложенный способ измерений эвольвентического профиля зубчатых колёс; применяет измерение в двух координатных и анализ результатов с Э. В. М-ами.

CZ : 681.01

RECENZII

C. I. STAICU. Analiza dimensională generală

Editura tehnică, Bucureşti, 1976 (206 p., 133 ref. bibl.)

Lucrarea scrisă de dr. ing. Constantin I. Staicu, cercetător ştiinţific în Institutul de cercetări şi modernizări energetice (ICEMENERG) din Bucureşti, tratează problema prelucrării datelor experimentale. În prezent, pentru prelucrarea datelor experimentale se folosesc relaţii de calcul cunoscute, şi numai în teoria similitudinii datele experimentale servesc la stabilirea de relaţii noi, criteriale, cu valabilitate limitată. Analiza dimensională generală este metoda de stabilire — pe baza datelor de la măsurările experimentale — — a relaţiilor monom, omogene dimensionale între mărimile măsurabile care descriu fenomenele fizice, iar rezultatele au valabilitate generală şi sînt similare cu cele la care se poate ajunge cu metoda analitică.

Cartea este împărţită în cinci capitole. În primul capitol se prezintă bazele analizei dimensionale : mărimi fizice, unităţi de măsură, relaţii fizice, omogenitatea dimensională, ecuaţii dimensionale şi utilizarea lor. Se demonstrează teorema fundamentală a analizei dimensionale şi se dau relaţiile de schimbare a mărimilor fundamentale.

Capitolul al doilea este consacrat cunoştinţelor actuale de analiză dimensională, şi anume : teorema π, metoda Rayleigh, produsul de puteri fără şi cu dimensiuni. Într-o scurtă prezentare istorică se evidenţiază elementele importante stabilite în intervalul de circa 150 ani de către Fourier, Maxwell, Vaschy, Buckingham, Rayleigh, Bridgman, Huntley. Autorul foloseşte denumirea de analiză dimensională restrînsă pentru sfera cunoştinţelor actuale.

În capitolul al treilea se prezintă diverse aplicaţii de analiză dimensională restrînsă : influenţa temperaturii asupra vîscozităţii unui gaz, intensitatea curentului electric într-o linie telegrafică etc. Se exemplifică modalitatea de calcul al valorilor factorului numeric şi ale exponenţilor de puteri fără dimensiuni.

Capitolul al patrulea cuprinde cunoştinţele noi stabilite de autor în acest domeniu. În vederea dezvoltării analizei dimensionale, autorul a examinat analiza dimensională restrînsă şi a făcut unele remarci critice, a utilizat cunoştinţele din algebră referitoare la sistemele de ecuaţii triunghiulare trunchiate şi rezolvarea sistemelor de ecuaţii diofantice. Autorul a demonstrat că sistemele de ecuaţii nedeterminate între exponenţii de dimensiune şi exponenţii de mărime —

— care exprimă condiţia de omogenitate dimensională a relaţiilor fizice — pot să fie rezolvate pentru soluţii pozitive, întregi minime sau mici; valorile de această natură atribuite exponenţilor de mărime conduc la relaţii fizice corecte. Pentru sfere de cunoştinţe îmbogăţită în acest domeniu, autorul foloseşte denumirea de analiză dimensională generală.

În capitolul al cincilea se prezintă aplicaţii de analiză dimensională generală; autorul a stabilit relaţii fizice noi, ca de exemplu pentru: diametrul picăturilor de fluid pulverizat, curgerea nepermanentă într-un puţ etc. Valorile factorului numeric se determină, şi în analiza dimensională generală, pe baza datelor de la măsurările experimentale.

Lucrarea a fost elaborată pe baza literaturii de specialitate din ţară şi străinătate, precum şi pe baza cercetărilor proprii ale autorului. În decursul activităţii desfăşurate, autorul a avut deseori confruntări cu specialişti din diverse domenii, a făcut comuncări în ţară şi peste hotare, a publicat un număr relativ mare de articole. Valabilitatea metodei de analiză dimensională generală este dovedită de autor prin aplicarea ei la studiul diverselor fenomene fizice. Metoda conduce la relaţii fizice monom, omogene dimensional, similare cu cele care se obţin prin metoda teoretică, independent de numărul mărimilor utilizate la descriere. Analiza dimensională generală serveşte la prelucrarea prin relaţii fizice a datelor experimentale. În acest context, cartea este utilă cercetătorilor, cadrelor didactice, proiectanţilor şi cadrelor din exploatare cu studii superioare. În privinţa aplicării analizei dimensionale generale, lucrarea poate să fie folosită şi de către cei cu studii medii. Cartea serveşte specialiştilor din domeniul fizicii şi al ştiinţelor tehnice care folosesc experimental ca metodă de investigaţie.

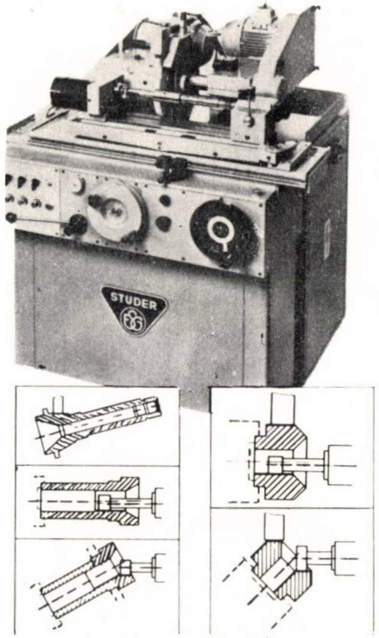
În domeniul construcţiilor de maşini intervin deseori probleme care s-ar putea rezolva prin analiza dimensională generală. Se recomandă specialiştilor să utilizeze metoda de analiză dimensională generală, care s-a dovedit deja fructuoasă pentru aplicaţiile practice.

Analiza dimensională generală este noutate pe plan mondial. Cartea reprezintă o contribuţie românească de metodologie pentru cercetarea fenomenelor fizice. Metoda de analiză dimensională generală constituie totodată o nouă teorie a experimentului. În comparaţie cu alte lucrări similare din străinătate, analiza dimensională generală realizează un important pas înainte. Ca urmare, se consideră că ar fi indicată difuzarea cunoştinţelor de analiză dimensională generală prin predarea lor în învăţămîntul tehnic; de asemenea, se opinează ca oportună publicarea cărţii într-o limbă străină. Faţă de generalitatea metodei de analiză dimensională generală, credem că o nouă lucrare, cu aplicaţii, ar fi primită desigur cu interes.

Prof. dr. ing. Ilie **DINU**

RECTIFICAREA CILINDRICA:

CÎTEVA MOTIVE PENTRU A EXPEDIA TALONUL DE MAI JOS LA STUDER — GLOCKENTHAL!



STUDER

RECTIFICARE
DE CEA MAI MARE
PRECIZIE

1. Aveți spirit practic și sînteți în căutarea unei *mașini de rectificat moderne și de mare capacitate*. Dacă nu este cazul, lectura Dv. se poate opri aici.

2. Sînteți informat că STUDER-GLOCKENTHAL a prezentat noua sa mașină OC la expoziția EMO — 1975 de la Paris.

3. Poate cunoașteți de asemenea că mașina OC este *mică, ușor manevrabilă și precisă*.

4. Vi s-a spus că OC are *distanța între vîrfuri de 400 mm și înălțimea vîrfurilor de 80 mm*.

5. *Poate ați aflat că masa poate pivota cu un unghi de 30°*, **permițînd o utilizare universală și economică** pentru toate operațiile de rectificare interioară sau exterioară.

6. Dar știți că toate manipulările pentru o apropiere rapidă cu pornirea și oprirea automată a broșei portpiesă, a carului longitudinal și a avansului transversal sînt mult simplificate datorită unui *levier unic?*

7. **Și știți că putem să vă mai furnizăm și alte indicații privind această nouă mașină, cu un raport preț/randament - deosebit de avantajos? — , dar aceasta depășește cadrul comunicării de față.**

Pentru lămuriri suplimentare, este necesar să ne expediați talonul de mai jos, dacă vă interesează achiziționarea unei mașini de rectificat la un preț avantajos. Și fără îndoială merită acest efort.

Oui, je désire plus de renseignements sur la nouvelle OC.
Envoyez-moi sans engagement la documentation sur les données techniques essentielles.

Nom:
Prénom:
Firme:
Fonction:
Adresse:
Code postal/ville:

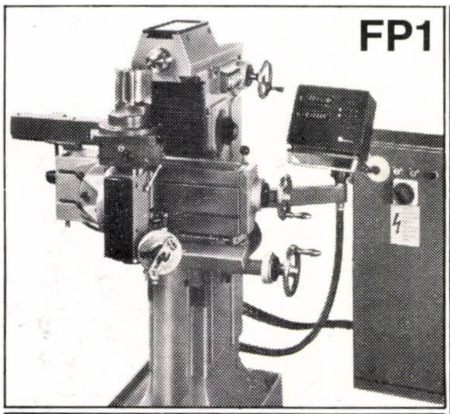
Découper et envoyer à:

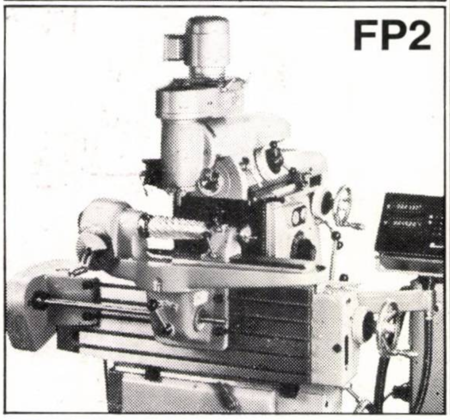
FRITZ STUDER AG
GLOCKENTHAL / CH-3601 THUN
TEL. 033/37 31 31 TELEX 32 323

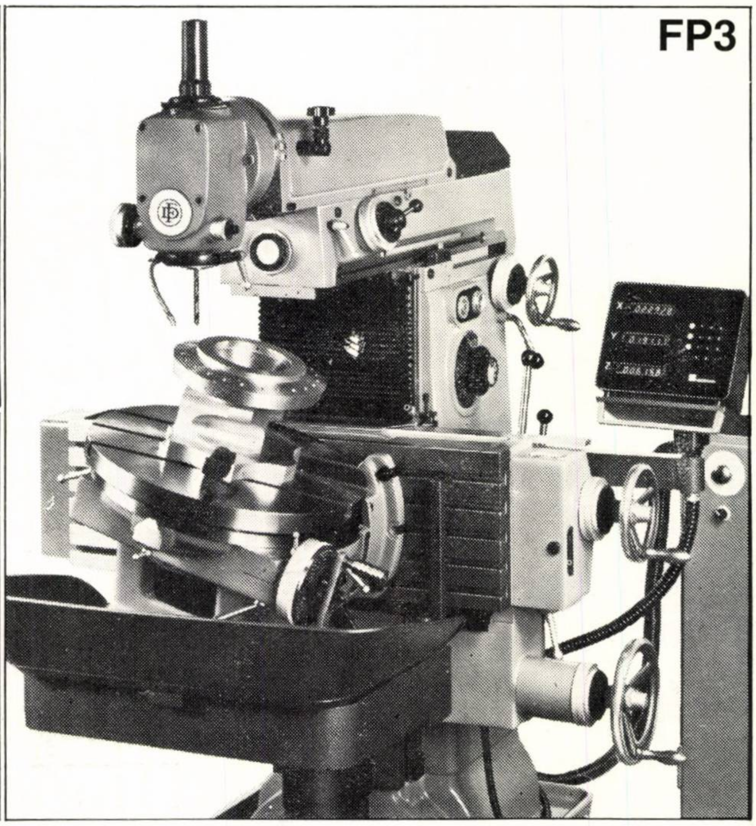
PUBLICOM

DECKEL

Precizie în cîmpul vizual







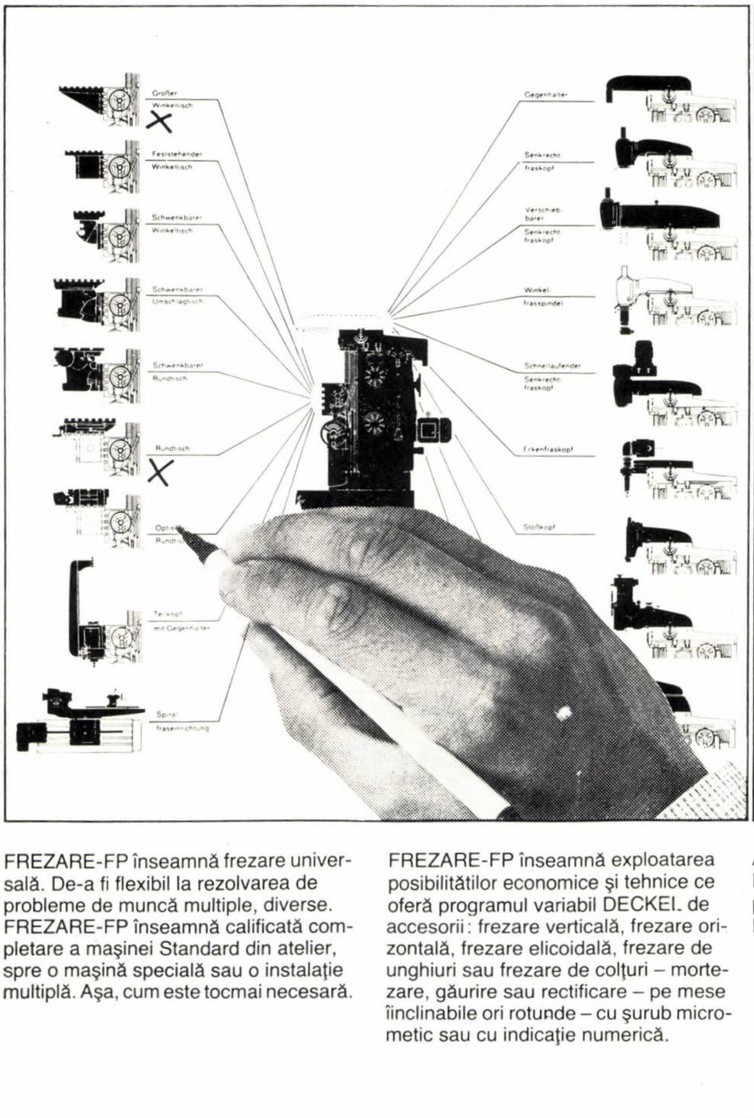
Pentru maşinile FP furnizăm indicatoare numerice, cu sistem direct de măsurat curse pentru dimensiuni în lanţ sau absolute, pentru 2 ori 3 axe, cu o dizolvare de 0,01 mm şi indicaţie fină interpolară suplimentară, cu sau fără componentă de zero-fixare (Preset), în carcasă basculantă, de bună vizibilitate.

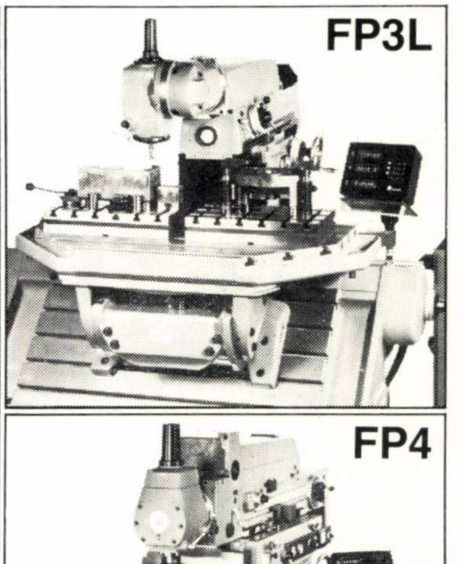
Avantaje:
Cotele din desen pot fi incursate direct, fără de calcul, după ecran, deoarece punctul de referinţă poate fi plasat prin apăsare de buton (fixarea de zero), în orice parte a domeniului de lucru.
Cotele apar logic, în dependinţă de deplasările corespunzătoare ale maşinei, ca valori positive sau negative.
Ecranul poate fi citit în decursul prelucrării, spre control, din toate direcţiile necesare.

La execuţia indicaţiilor numerice cu Preset, cotele desenului pot fi alimentate direct şi incursate exact către valoarea "O".
Cu indicatoare numerice pot fi livrate maşinile de tipul FP1, FP2, FP3, FP3LV, FP4 şi FP4L.

DECKEL

FP – un variabil complex pentru multiple metode de lucru





FREZARE-FP înseamnă frezare universală. De-a fi flexibil la rezolvarea de probleme de muncă multiple, diverse. FREZARE-FP înseamnă calificată completare a maşinei Standard din atelier, spre o maşină specială sau o instalaţie multiplă. Aşa, cum este tocmai necesară.

FREZARE-FP înseamnă exploatarea posibilităţilor economice şi tehnice ce oferă programul variabil DECKEL de accesorii: frezare verticală, frezare orizontală, frezare elicoidală, frezare de unghiuri sau frezare de colţuri – mortezare, găurire sau rectificare – pe mese înclinabile ori rotunde – cu şurub micrometic sau cu indicaţie numerică.

Apropo:
Nicăeri, in nici-o ţară nu există vreun producător licenţiat pentru maşini Deckel! Maşini Deckel fabricăm numai noi!

DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
8000 München 70, Plinganserstraße 150

Alegînd ROBOTRON 4201 vă decideţi pentru progres

Şi aceasta nu numai în prezent. Cu cît vă interesează mai mult introducerea minicalculatoarelor, ROBOTRON 4201 este acela care vă oferă toate condiţiile necesare pentru rezolvarea problemelor dv. comerciale, ştiinţifice şi tehnice. Echipamente periferice de mare capacitate permit realizarea diferitelor sisteme de calculatoare. Sisteme pentru producţie, în diferite configuraţii şi pachete de programe orientate pe diverse aplicaţii, vă reduc la minimum cheltuielile de pregătire şi exploatare. ROBOTRON 4201 este deosebit de adecvat pentru întreprinderi mici şi mijlocii, ca utilaj de prelucrare a datelor programabil liber. Ca parte integrantă a unui sistem unitar de tehnică de calcul electronic, se foloseşte drept calculator satelit în cadrul unor scheme mai dezvoltate de prelucrare electronică a datelor.

Vă stăm la dispoziţie, cu plăcere, cu consultaţii pentru rezolvarea problemelor dv.

DOMENIUL DE UTILIZARE

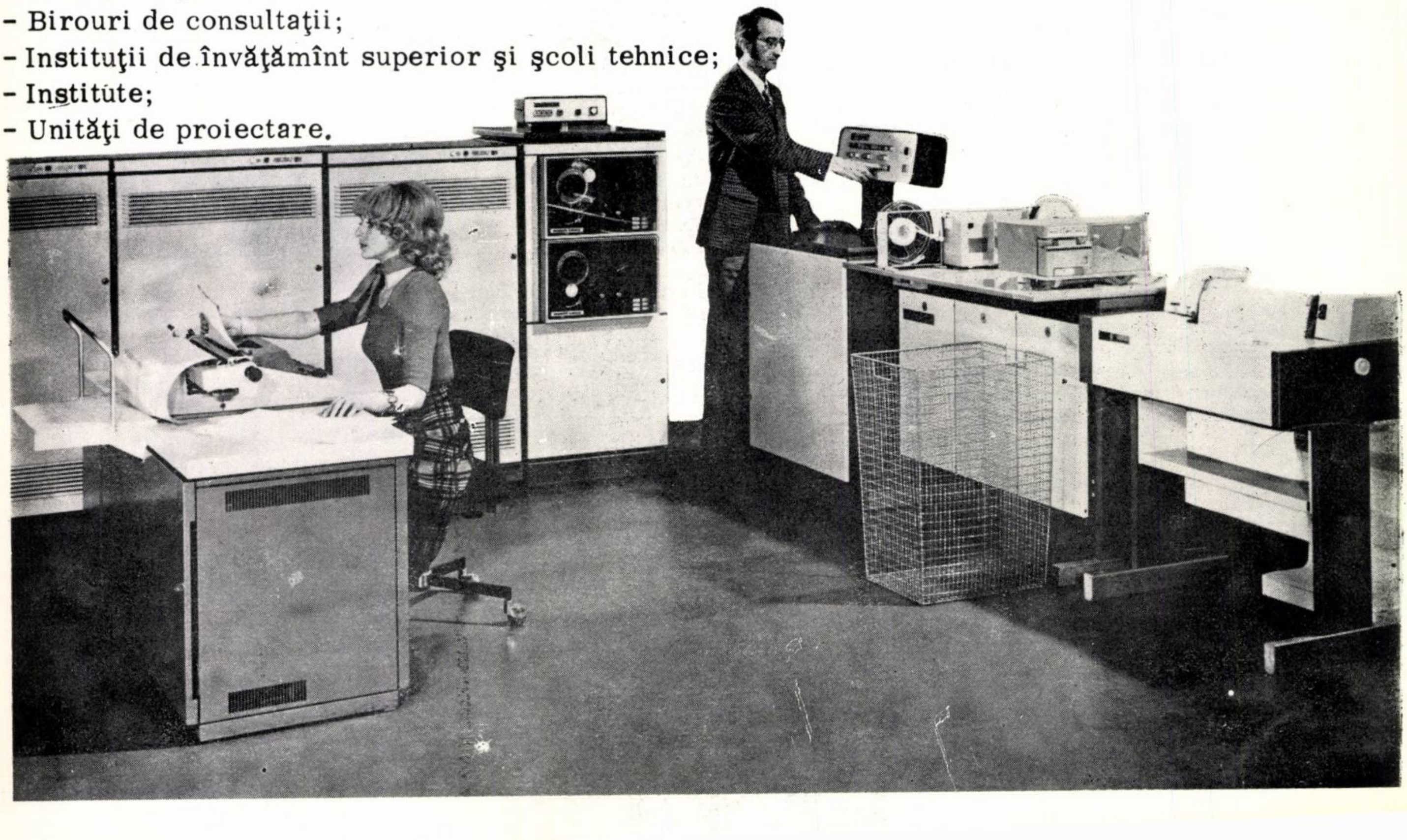
- Construcţii de maşini, electrotehnică şi electronică;
- Industria textilă şi alimentară;
- Transporturi;
- Agricultură;
- Sănătate publică;
- Construcţii;
- Bănci, asigurări;
- Birouri de consultaţii;
- Instituţii de învăţămînt superior şi şcoli tehnice;
- Institute;
- Unităţi de proiectare.

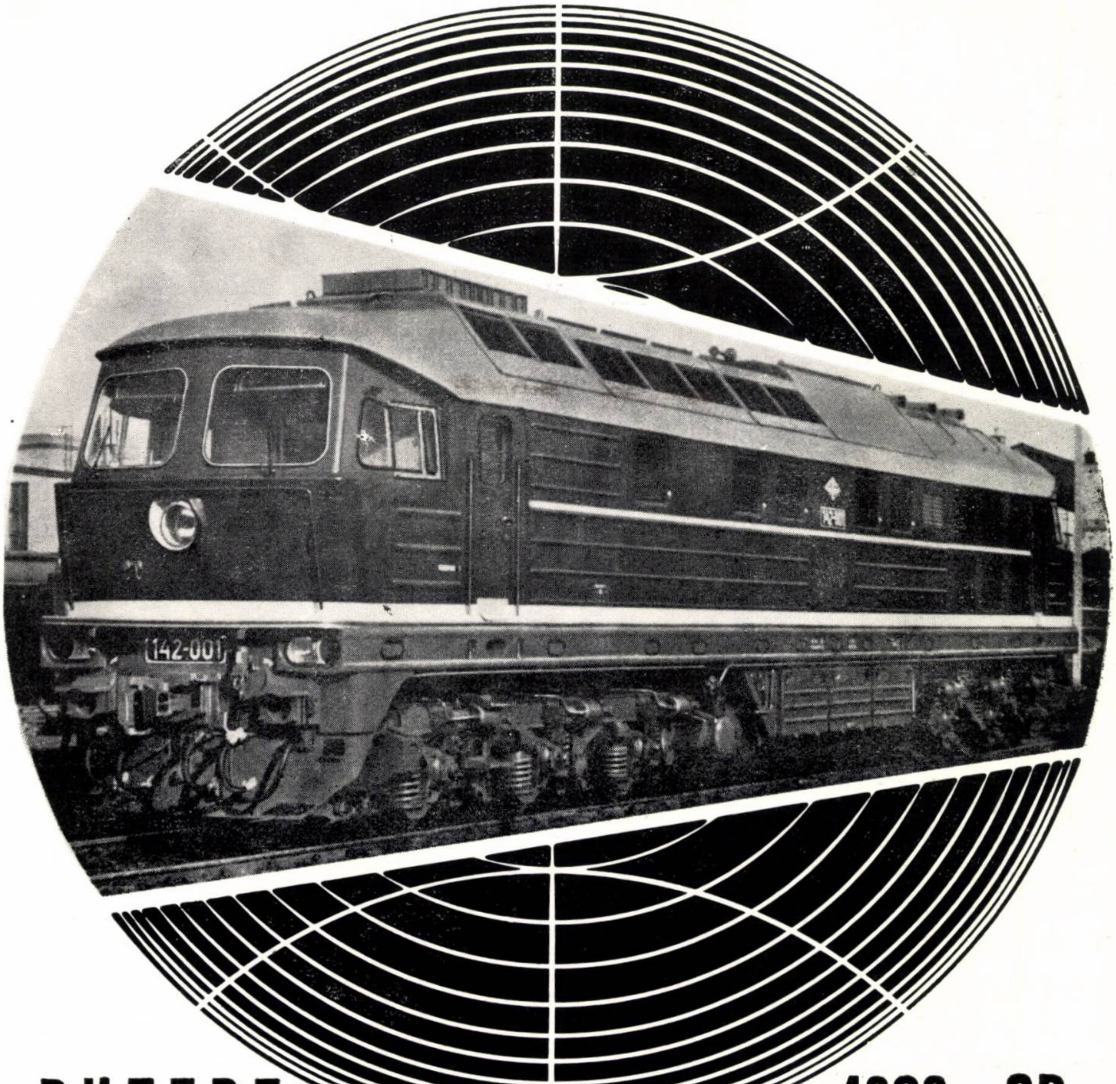
robotron

Exportator:

bme

Büromaschinen-Export GmbH Berlin
D.D.R. - 108 Berlin,
Friedrichstrasse 61
Deutsche
Demokratische
Republik





PUTERE 4000 CP

Locomotiva diesel electrică TE 129, cu o parte motoare, se situează la nivelul celor mai bune exemplare similare pe plan mondial -

- este prevăzută cu următorul echipament :
  = transmisie electrică la curent alternativ şi continuu ;
  = frîne electrodinamice ; = încălzire electrică ;
- domeniul de utilizare :
  = transportul de mărfuri (călători) pe căi ferate cu ecartament 1 520 sau 1 435 mm, gabarit minim 02 - T sau VIC.

Dispunerea echipamentului într-o cutie uşoară şi durabilă, sudată în întregime, cu acoperire activă, facilitează accesul liber pentru revizia şi reparaţia tuturor dispozitivelor.

Cele două cabine sînt amenajate pentru conducere şi posedă o bună izolare acustică şi termică.

• Dispunerea osiilor...Co - Co • Greutatea maximă, t...126 • Incărcarea pe osie, t...21±2% • Viteza maximă, km/h...120 • Puterea de tracţiune continuă, t ... 24, 6

ENERGOMACHEXPORT

Exportator : V/O ENERGOMACHEXPORT

U.R.S.S., 117330, Moscova
Mosfilmovskaia, 35

Telefon : 147-21-77
Telex : 7565

PUBLICOM

STANKOIMPORT

Problemele prelucrării de precizie pentru:

- aliaje dure ;
- sticlă ;
- ceramică ;
- semiconductoare ;
- materiale de construcţie ,

le puteţi rezolva în întreprinderea dv, folosind

SCULE CU DIAMANTE SINTETICE

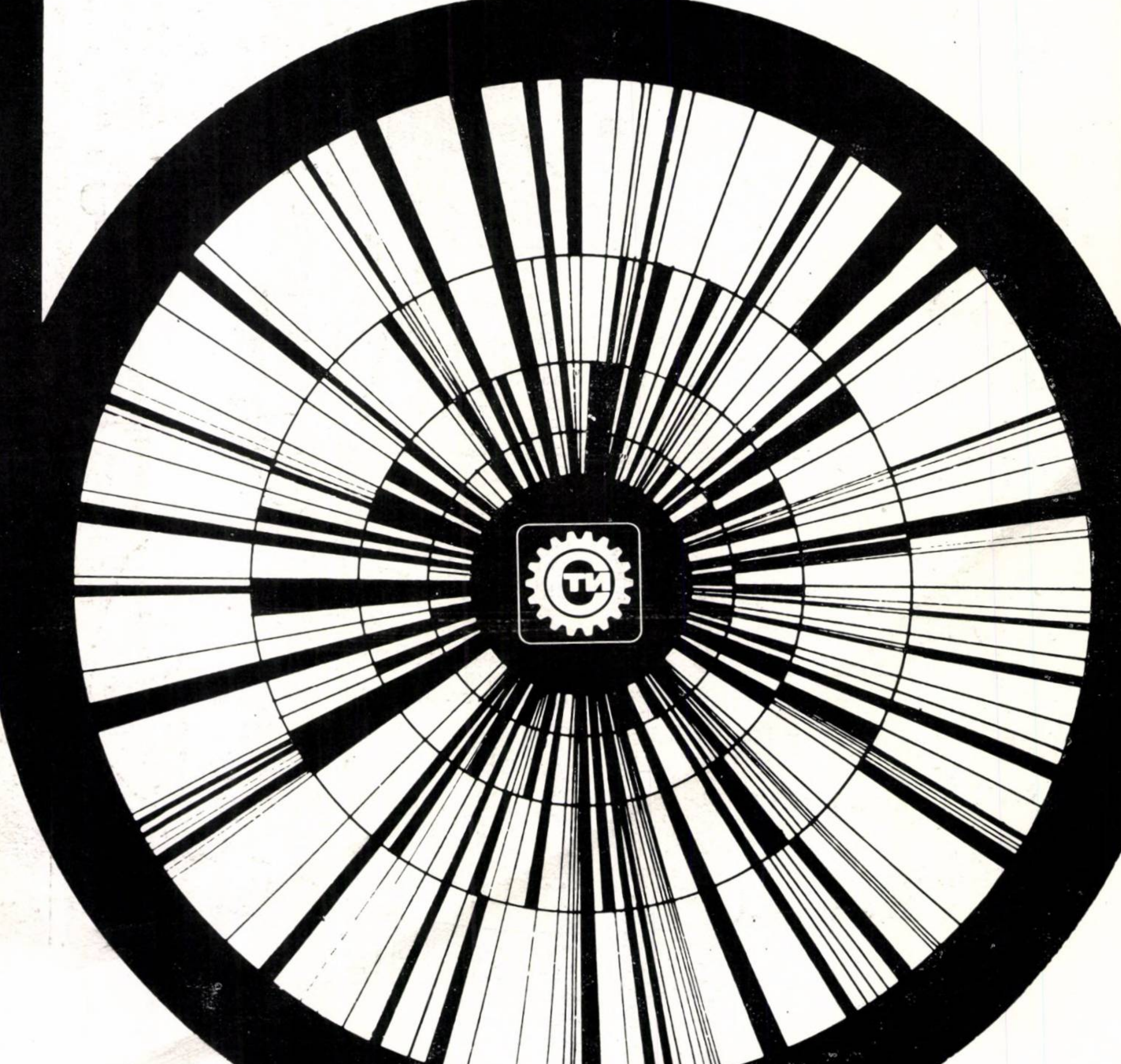
Sculele cu diamante sovietice vă vor asigura un înalt randament, precizie unică în prelucrare, stabilitate excepţională, excelent finisaj al suprafeţelor, un larg domeniu de utilizare.

Pentru informaţii suplimentare privind utilizarea sculelor cu diamante sintetice, adresaţi-vă la exportatorul în exclusivitate:

V/O STANKOIMPORT

Moscova V—342, U.R.S.S. 117839 Str. Obrucev 34/79

Telefon : 334—76—00 ; 334—75—00 Telex : 7691, 7692, 7693



PUBLICOM

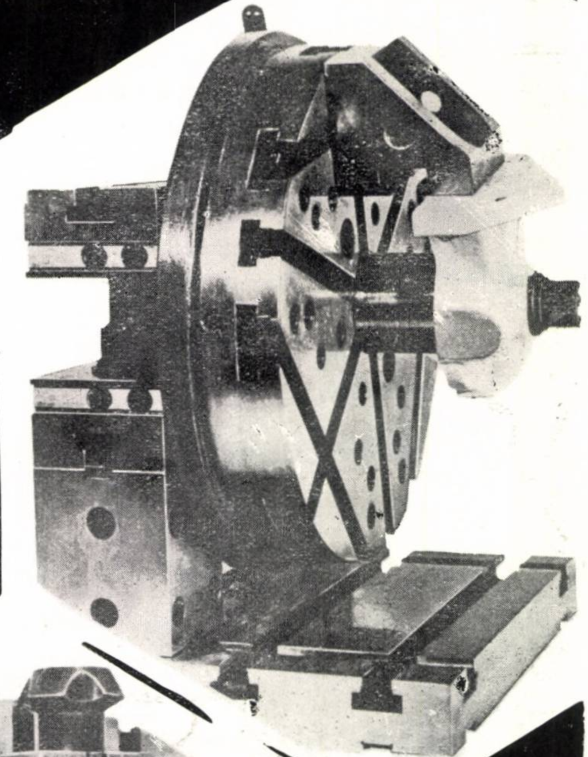
BACURI
DE ALEZARE CU
REGLARE MICROMETRICA

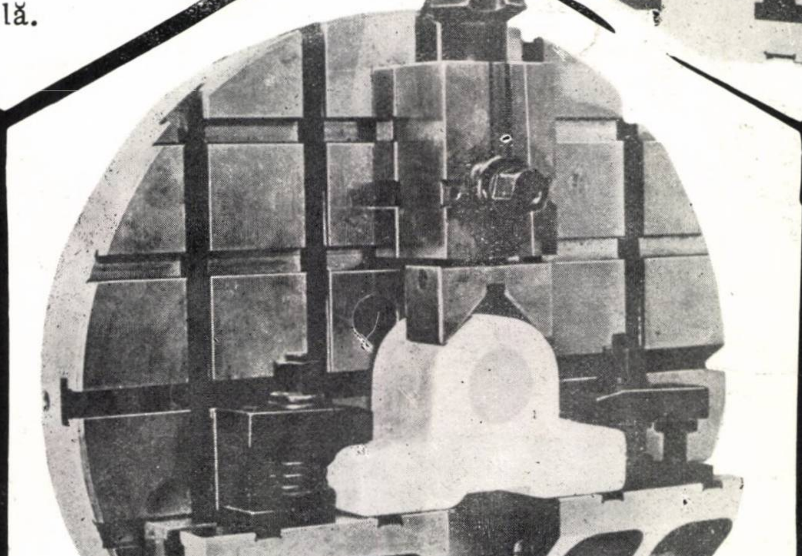
Utilizarea bacurilor de alezare oferă următoarele avantaje :

. înaltă precizie şi calitate superioară a suprafeţei găurilor prelucrate;
. creşterea productivităţii muncii;
. îmbunătăţirea calităţii prelucrării;
. punerea în funcţiune simplă şi rapidă a sculei la dimensiunea dorită.

Calitatea, fiabilitatea şi durata de funcţionare a bacurilor noastre de alezare sînt asigurate prin :

tehnologia de fabricaţie minuţios elaborată;
. utilizarea oţelurilor aliate de duritate excepţională.





Exportator:

V/O STANKOIMPORT
34/79, str. Obrucev
Moscova 117839, U.R.S.S.
Telefon: 334.76.00; 334.75.00
Telex: 7691; 7692; 7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM

INTREPRINDEREA METROM BRAŞOV

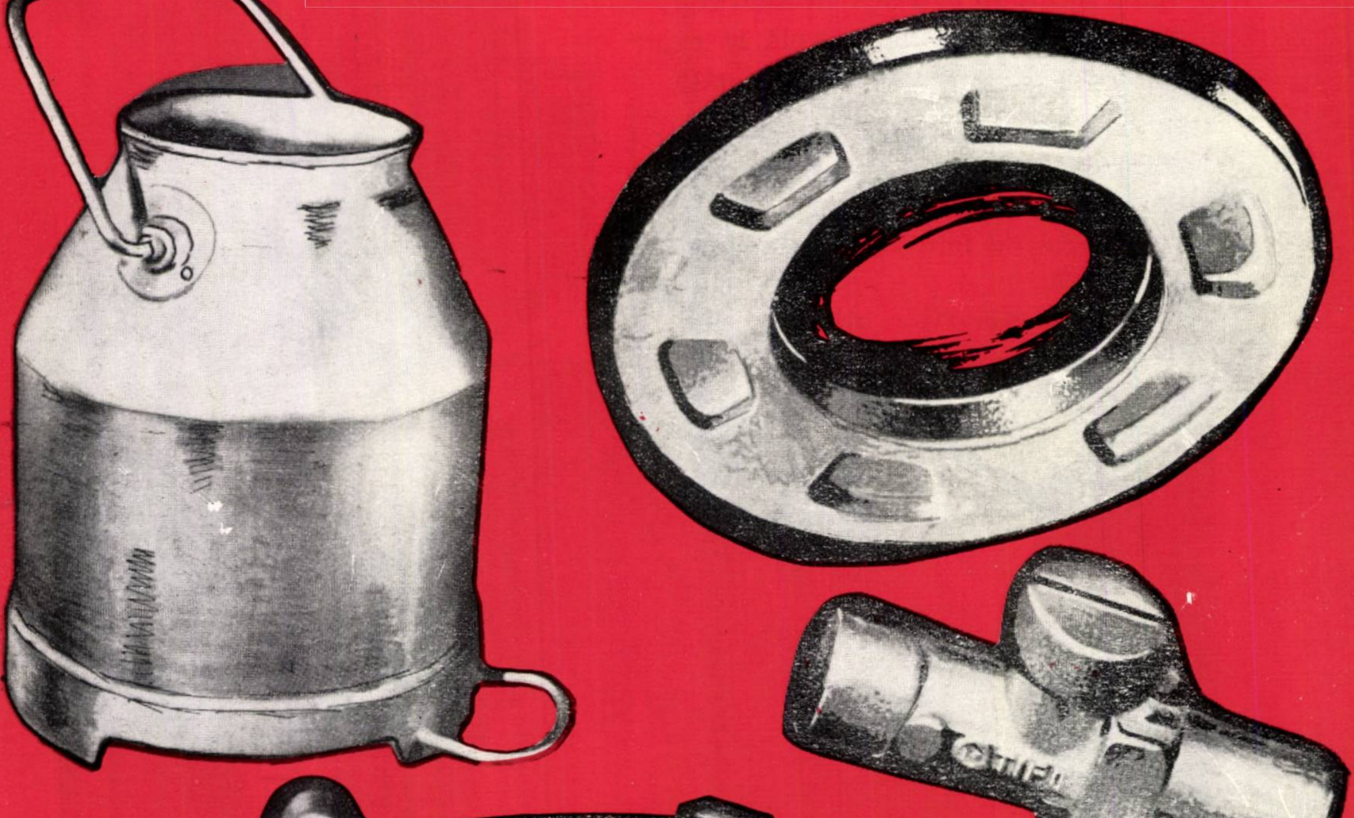
oferă la comandă fermă:

bidoane de lapte

și execută în colaborare, pe bază de balanță,

piese forjate din alamă

și piese turnate sub presiune din aliaje de aluminiu.

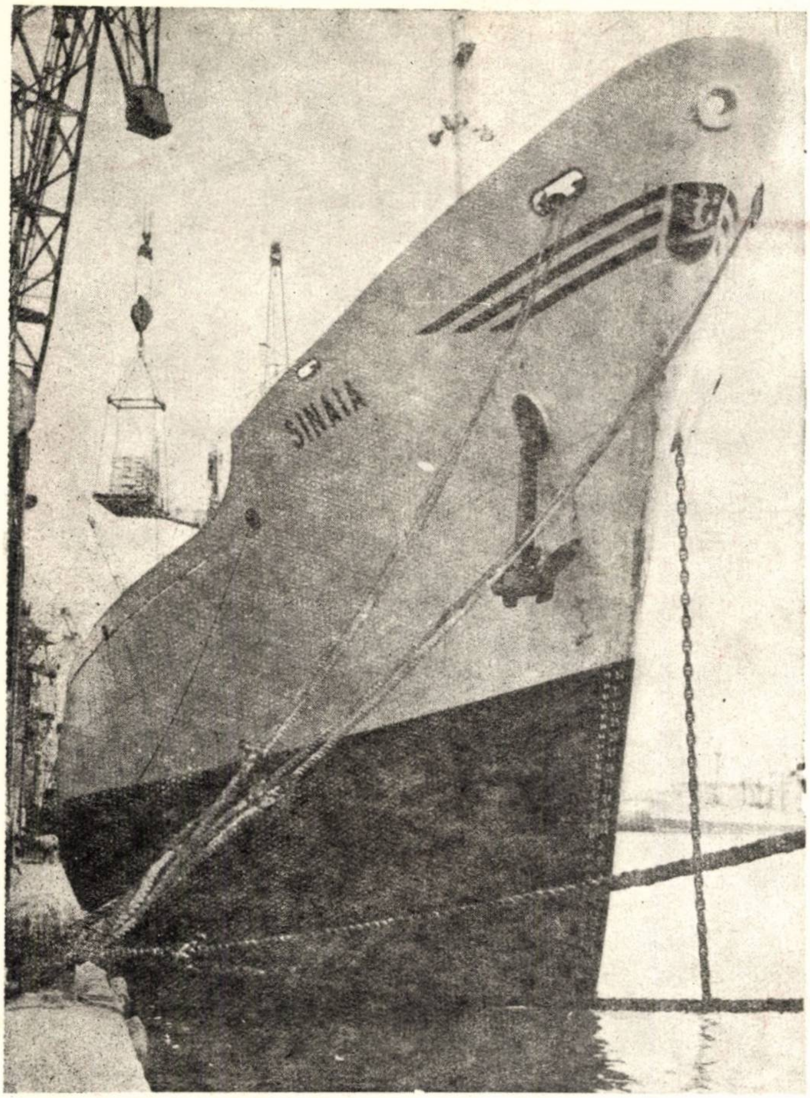


str. Carpaților nr. 60

tel. 30920-30921

telex. 012221

METROM



Beginning with 1977

UZINEXPORTIMPORT - ROMANIA

SOLE agent for

CENTRANAV - GALATI

OFFERS under advantageous terms NEW types of ships:

* 55,000 dwt bulk - carrier ;
* 18,000 dwt gearlees bulk-carrier ;
* 15,000 dwt multi-purpose vessel ;
* 8,250 dwt general cargo container ;
* 6,100 - 8,700 dwt with heavy cargo lift equipment ;
* 2,400 dwt general cargo and container vessel ;
* tugs and barges of all types for the Danube-Rhine river cargo.

Exports: Power Plants Cement Factories Machine Building Works Iron and Steel Plants Food Industries Plants Ships

UZINEXPORTIMPORT ROMANIA

uzinexportimport

FOREIGN TRADE COMPANY - BUCHAREST, ROMANIA

133, Calea Victoriei Telephone: 50.25.35. **POB: 2993 Telex: 11-214**

Branch Office in GALATI : 105, Republicii Blvd. Telephone: 13.639

3279

REFERALVA

ICPTSC

CONSTRUCTIA DE MAŞINI

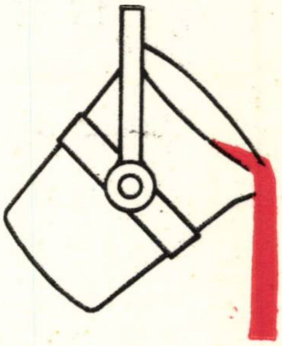
5

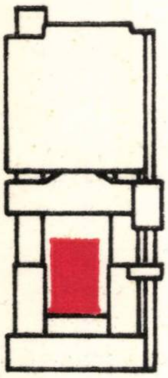
CONSTRUCŢIA DE MAŞINI • BUCUREŞTI • ANUL XXIX nr. • 5 MAI • 1977

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI TEHNOLOGICE PENTRU SECTOARE CALDE
TECHNOLOGICAL INSTITUTE FOR HOT PROCESSES
Sos. Olteniţei nr. 105, BUCURESTI Telefon 83.21.70. Telex 11798 CALDE

- Institutul, dispunînd de specialişti cu înaltă calificare, laboratoare modern utilate şi ateliere mobile, poate asigura, pe bază de contract, elaborarea lucrărilor de cercetare-proiectare şi asistenţă tehnică în domeniile:
- The institute has highly-skilled specialists, up-to-date equipped labs and service workshop trucks and can execute under contract research-design work and technical assistance in the following fields:

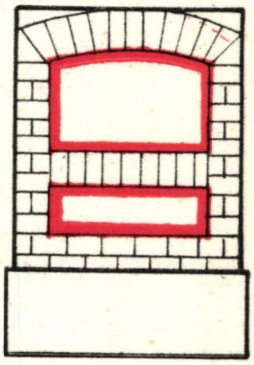
- Tehnologii, utilaje şi linii de formare, miezuire, turnare pentru fonte, oţeluri şi neferoase.
- Technologies, moulding-core making-casting lines and equipment for cast iron, steel and non-ferrous metals.

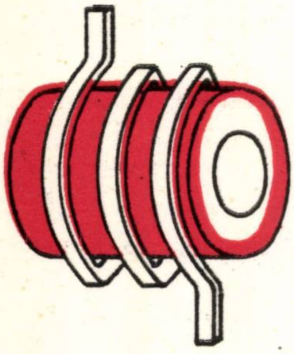




- Tehnologii şi utilaje pentru forjare, matriţare, extrudere.
- Forging, die forging and extrusion technologies and equipment.

- Tehnologii de tratamente termice şi termochimice, utilaje şi linii complexe, pentru oţeluri, aliaje speciale şi aluminiu.
- Technologies for heat and thermochemical treatment, equipment and complex lines for steel, special alloys and aluminium.





- Instalaţii şi tehnologii pentru încălzire-topire-călire, prin curenţi de inducţie.
- Installations and technologies for heating, melting and hardening by induction current.

- Studiul metalelor, expertize tehnice, tehnologii de sudare.
- Study of metals, technical expert appraisements, welding technologies.

SERVICE

- Asistenţă tehnică pentru punerea în funcţiune a liniilor şi instalaţiilor specifice sectoarelor calde.
- Technical assistance for commissioning hot processing lines and installations.

- Pentru informaţii şi încheiere de contracte vă puteţi adresa direct institutului nostru sau prin UZINEXPORTIMPORT, Calea Victoriei nr. 133, Bucureşti, tel. 50.35.35., telex 11214.
- For inquiries and contracts you may contact directly our institute or UZINEXPORTIMPORT, Calea Victoriei nr. 133, Bucuresti, phone 50.35.35., telex 11214.

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXIX, Nr. 5, MAI 1977

CUPRINS

TRATAMENTE TERMICE

Drugă, L., Pantea, V. : Aplicarea stratului fluidizat la tratamente termice. 209

Geru, N., Dulămiță, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Cincă, Lucia Goraș, Georgeta, Bolgiu, Maria : Caracteristicile tehnologice și de exploatare ale unui oțel ferito-perlitic aliat cu crom, nichel, molibden și mangan, destinat pieselor grele forjate. 212

Pascu, D., Ștefan, D. : Aplicarea tratamentelor termice de detensionare la construcțiile sudate. 217

Giacomelli, I., Drugă, L. : Influența sulfocianurării asupra rezistenței la uzură a sculelor din oțel rapid. 222

Florian, E. : Reglarea și controlul potențialelor de carbon și azot la carbonitrurarea gazoasă în endogaz cu adaos de amoniac. 226

Cosmin, Eva : Metode de analiză a băilor de săruri pentru tratamente termochimice și unele considerațiuni asupra acestora. 230

Kolozsvary, Z. : Carbonitrurarea la temperaturi joase reduce costurile materiale. 234

Petruț, Lucia, Diaconu, D., Wingert, Helga, Pomacu, M. : Influența călirii izoterme asupra rezistenței la uzare abrazivă a oțelurilor 50 VCM, VM 18, 65 M 10. 236

Trăistaru, C., Ionescu D., : Unele aspecte ale tratamentului termic al barelor de torsiune. 242

Ursache, M. : Cercetări privind influența tratamentelor termice asupra proprietăților magnetice ale unor aliaje din sistemul A-Mn-Cu. 246

Ivașcanu, St., Ionescu, P., Georgescu, O. : Influența conținutului de ferită (±8%) din oțelurile austenitice sudate asupra susceptibilității la coroziune în unele medii organice. 252

RECENZII

Drugă, L. : Dulămiță, T.: Producerea și utilizarea atmosferelor controlate pentru tratamente termice, Ed. Tehnică, București, 1976. 263

MANIFESTĂRI ȘTIINȚIFICE

Kolozsváry, Z : A XVI-a Conferință Internațională de tratamente termice. 264

Revista apare sub îndrumarea:
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Șerban Teodorescu
Consultant științific: ing. Drugă Leontin

S U M A R

CZ: 621.78

Drugă, L., Pantea, V. : **Aplicarea stratului fluidizat la tratamente termice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 209–212

CZ: 669.15

Geru, N., Dulămiţă, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Cincă, Lucia, Goraş, Georgeta, Bolgiu, Maria : **Caracteristicile tehnologice şi de exploatare ale unui oţel ferito-perlitic aliat cu crom, nichel, molibden şi mangan, destinat pieselor grele forjate.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 212–217

CZ: 621.78

Paseu, D., Ştefan, D. : **Aplicarea tratamentelor termice de detensionare la construcţiile sudate.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 217–221

CZ: 669.14.018.252.3

Giacomelli, I., Drugă, L. : **Influenţa sulfocianurării asupra rezistenţei la uzură a sculelor din oţel rapid.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 222–226

CZ: 621.785.533

Florian, E. : **Reglarea şi controlul potenţialelor de carbon şi azot la carbonitrurarea gazoasă în endogaz cu adaos de amoniac.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 226–230

CZ: 621.78

Cosmin, Eva : **Metode de analiză a băilor de săruri pentru tratamente termochimice şi unele consideraţiuni asupra acestora.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 230–233

CZ: 621.785.533

Kolozsváry, Z. : **Carbonitrurarea la temperaturi joase reduce costurile materiale.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 234–236

CZ: 621.785.6

Petruţ. L., Diaconu, D., Wingert, Helga, Pomacu, M. : **Influenţa călirii izoterme asupra rezistenţei la uzare abrazivă a oţelurilor 50 VCM, VM18, 65M10.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 236–241

CZ: 621.78

Trăistaru, C., Ionescu, D. : **Unele aspecte ale tratamentului termic al barelor de torsiune.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 242–246

CZ: 621.78

Ursache, M. : **Cercetări privind influenţa tratamentelor termice asupra proprietăţilor magnetice ale unor aliaje din sistemul Al-Mn-Cu.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 246–252

CZ: 669.15–196.56

Ivaşcanu, St., Ionescu, P., Georgescu, O. : **Influenţa conţinutului de ferită (± 8%) din oţelurile austenitice sudate asupra susceptibilităţii la coroziune în unele medii organice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 252–263

CZ: 621.78

Drugă, L. : **Dulămiţă, T. — Producerea şi utilizarea atmosferelor controlate pentru tratamente termice, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1976.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 263

Kolozsváry, Z. : **A XVI-a Conferinţă internaţională de tratamente termice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, p. 264

Revista „CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30; sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista „Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: 8 lei.

Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23–25, c. 7230

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1977, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/8755/1976.

41.042

C O N T E N T S

DC: 621.78

Drugă, L., Pantea, V.: **Application of fluidized bed in heat treatments.**

The paper presents the possibility of applying fluidized bed in heat treatments. Heating and cooling curves have been set out with a view to pointing out advantages of heating in fluidized bed as to mediums of common heating. It was found that heating speed in fluidized bed is near to that achieved in salt baths and 2...3 times greater than that achieved in atmosphere furnaces. In cooling, a range of speeds comprised between speeds achieved in air cooling and oil cooling can be abstained. As to heating in salt bath, the fluidized bed removes polution, and bed particles have a high physico-chemical stability in a very tarpe temperature range.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 209–212

DC: 669.15

Geru, N., Dulămiță, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Cincă, Lucia, Goraș, Georgeta, Bolgiu, Maria: **Technological and operational characteristics of a Cr, Ni, Mo and Mn alloyed ferrite-pearlitic steel intended for heavy forged parts.**

The paper comprises the results of experimental researches concerning the technological and operational characteristics of a ferrite-pearlitic steel from chromium, nickel, molybdenum class intended for manufacturing forged parts. Determinations have been achieved for establishing the critical transformation points in solid state diagrams of the kinetics of isothermal and anisothermal de composition of austenite susceptibility in overheating; hardenability and ratio of residual austenite with a view to establishing the parameters required in designing heat-treatment technology.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 212–217

DC: 621.78

Pascu, D., Ștefan, D.: **Application of stress relieving head treatments in welded structures.**

The paper examines the mechanism of cracks forming in stress relieving welded products and tries to establish a method for testing the susceptibility of some welded joints for such kind of cracks. By hat breakdown, yield, slackening tests, and on the basis of the microscopic analysis, it was established that these cracks appear in thase portions from the area of thermal influence of the weld in which the structures are the mast unfavourable for yield and slackening phenomena (reduction of inuer tension in stress relief being done by yield and slackening). The paper recommands the strict limitation of keeping welded joints in stress reliewing, the choice of the basic and supply materials and of certain welding conditions which head to the formation of some structures suitable for yielding in the area of thermal influence and performing before the industrial application of the process, of some yield and slackening tests.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 217–221

DC; 669.14.018.252.3

Giacomelli, I., Drugă, L.: **Influence of rhodanate on resistance to wear of high speed steel tools.**

The paper presents the results concerning resistance to wear, microstructure and hardnesses achieved in care and surface layer of rhodanated test bars.

Experiments were performed on therce grades of high speed steels (Rp 3, Rp 5, Rp 9) in two baths of different compositions, having soaking, times of 0,5; 1; 1,5 and 2 hours.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 222–226

DC: 621.785.533

Florian, E.: **Adjustment and control of carbon and azote potentials in gaseous carbonitruration in endogas with ammoniac additions.**

One of the main parameters from which depends the kinetics of formation and increase of strata, in high temperature gaseous carbonitruration is the value of thermodynamic potentials of carbon and azote. The theoretical and experimental results presented here have pointed out the full possibility of indirectly controlling and adjusting carbon and azote potentials starting from the par ameetrs of the gazous phase (contents of water vapours or CO_2 for carbon potential and content of non-dissociated ammonia for azote potential) when performing the process in the field of theso lid solution.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 226–230

DC: 621.78

Cosmin, Eva: **Analysis methods of salt bath for thermochemical treatments and some considerations on them.**

The paper, after reviewing the known methods of chemical analysis for determining cyanides and cyanates recommends on the basis of checking them in conditions of salt baths and of neutralized scraps, the following methods: determination of cyanide and titration with silver nitrate. Determination of cyanate by precipitating the amount of cyanide and cyanates with silver nitrate in excess which is titrated again, calculating the amount of cyanate from the difference of totally consumed silver and that consumed for precipitating the cyanide. In case when the bath is not contaminated with ions which colour the solution, the nitrate form the cyanate group is transformed into ammonium salt which is treated then with formic aldehyde. The amount of acid rebeased after the reactions, equal to the amount of cyanate ions, is volumetrically determined. Determination of carbonate is volumetrically made after precipitating with calcium nitrate. Determination of sodium chloride is done by titrating with silver nitrate after removing the cyanide. Determination of sodium is done by titrating with iodine. After neutralization, testing of the cyanide content, and respectively of the cyanate is done colourimetrically, by using the method Py — barbituric acid, Py — benzidine, respectively Py-$CuSO_4$.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 230–233

DC: 621.785.533

Kolozsváry, Z.: **Carbonitruration at low temperatures reduces material costs.**

The paper presents the main principles of the process, pointing out the differences between various technologies applied in industry. Some theoretical considerations are made on materials, kind of parts and applications, dimensional variations and quality of surfaces.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 234–236

DC: 621.785.6

Petruț, Lucia, Diaconu, D., Wingert, Helga, Pomacu, M.: **The influence of the hardening on the resistance in abrasive wear of 50 VC 11, VM 18, 65 M 10 steels.**

The application of the isothermal hardening in view of increasing durability in operation of wheels and shares was the object of our researches. The experiments of isothermal hardening were done both on samples and on parts form 50 VC 11, VM 18, and 65 M 10 steels, particulary following their behaviour to abrasive wear. The results obtained point out a decrease of the abrasive wear with 50... ...60%, in case when isothermal hardening is applied as compared to common hardening. In practice, by isothermal hardening, durability, in operation of wheels and shares, has increased with 70...80 %.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 236–241

DC: 621.78

Trăistaru, C., Ionescu, D.: **Some aspects concerning the heat-treatment of torsion-bars.**

The paper points out the results of a research concerning assimilation of some steels and respectively heat-treatment for manufacturing torsion bars used in the machine building industry. The steels which have given results in manufacturing these parts are thase of type chronium-vanadium or chromium-nickel molybdenum-vanadium, but carefully elaborated and by warranting some properties. The flow sheet which led to the achievement of the appropriate heat-treatment is also presented.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 242–246

DC: 621.78

Ursache, M.: **Researches concerning influence of heat-treatments on the magnetic properties of some alloys from the system Al.Mn.Cu.**

The paper deals with the study of the magnetic alloys of type $Al_{0,89}Mn_{1,11-x}$, Cu_x, with x=0,06–0,21; determining both stages presented in different structural states (annealed, hardened, hardened and tempered) and phase transformation which are produced in different conditions. Various research methods as fluorescent radiography analysis, X-ray diffraction, magnetical and microhardness measurements, dilatometric and thermodifferential analysis, X-ray electron micro-probe etc, allowed o determine chemical composition, structure and proportion of the present stages, structure of the quasi-binary equilibrium diagram on line of 45 % (at) Al in the system Al-Mn-Cu, as well as to construe the magnetic properties of the present stages. The main parameters of heat-treatment for alloys which could have a practical usability were also determined.

Construcția de masini, 29 (1977), nr. 5, p. 246–252

DC: 669.15-196.56

Ivașcanu, St., Ionescu, P., Georgescu, O.: **Influence of ferrite content (±8%) from welded austenitic steels on corrosion susceptibility en some organic media.**

The use of welded austenitic stainless steels in tool construction for petrochemical industry must firstly consider corrosion resistence. Metallurgical factors have a particular influence on corrosion resistance. To this effect, the article deals with influence of the ferrite content (3–17 %) outlining that values of corosion speeds are penerally tower.

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 252–263

CD: 621.78

Drugă, L.: **Dulămiță, T.-The production and the employment of controling atmospheres for heat-treatments, Ed. Tehnică, București, 1976.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 263

Kolozsváry, Z.: **The XIV-th International Conference for heat-treatments.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 5, p. 264

S O M M A I R E

CD: 621:78

Drugă, L., Pantea, V. : **L'application du lit fluidisé aux traitements thermiques.**

L'ouvrage présente les possibilités d'application du lit fluidisé aux traitements thermiques. On a tracé des courbes de chauffage et de réfrigération pour démontrer les avantages du chauffage en lit fluidisé par rapport aux milieux de chauffage classiques. On a constaté que la vitesse de chauffage en lit fluidisé est rapprochée à celle réalisée en bain de sels et de 2...3 fois plus grande que celle réalisée dans des fours à atmosphère.

Par rapport au chauffage en bain de sels le lit fluidisé élimine la pollution.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 209–212

CD: 669.15

Geru, N., Dulămiţă, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Cincă, Lucia, Goraş, Georgeta, Bolgiu, Maria : **Les caracthéristiques technologiques et d'exploitation d'un acier ferritique perlitique en alliage avec le chrome, le nickel, le molybdène et la manganèse, destiné aux pièces lourdes forgées.**

L'ouvrage présente les résultats des recherches expérimentale concernant les caracthéristiques technologiques et d'exploitation d'un acier ferritique perlitique de la classe chrom-nickel-molybdène, acier destiné au confectionnement des pièces lourdes forgées. On a réalisé des déterminations pour établir les points critiques de transformation en état solide; les diagrammes de la cinématique de décomposition isotherme et anisotherme de l'austénite; la susceptibilité à la surchauffe pour établir les paramètres nécessaires à la projection de la tehnologie de traitement thermique.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 212–217

CD: 621.87

Pascu, D., Ştefan, D. : **L'application des traitements thermiques d'élimination des tensions internes pour les constructions soudées.**

L'ouvrage fait l'analyse du mécanisme de la formation des fissures à la détente des produits soudés (stress relief cracking). Elle établie aussi une méthodologie de vérification de la susceptibilité de certains assemblements soudés pour ces fissures. L'ouvrage recomande le maintien à détente des assemblements soudés, le choix des matériaux et des régimes de soudure.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 217–221

CD: 669.14.018.252.3

Giacomelli, I., Drugă, L. : **L'influence de la sulfocyanuration sur la résistance à l'usure des outils en acier rapide.**

L'ouvrage présente les résultats obtenus dans le domaine de la résistance à l'usure de la microstructure et des duretés réalisées dans le noyau et la couche superficielle des eprouvettes sulfocyanurées. On a fait des expériences sur trois marques d'aciers rapides (Rp 3, Rp 5, Rp 9), dans deux bains de compositions différentes, la durée de maintien étant de 0,5, 1, 1,5 et 2 heures.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 222–226

CD: 621.785.533

Florian, F. : **Le réglage et la contrôle des potentiels de charbon et d'azote à la carbonitruration gazeuse en endogaz avec additif d'amoniac.**

L'un des paramètres importants dont dépend la cinematique de la formation et l'augmentation des lits à la carbonitruration gazeuse à haute température est constitué par la valeur potentiels thermodynamiques de charbon et d'azote. Les résultats théoriques et pratiques présentés ont démontré la possibilité de contrôle et de réglage des potentiels de charbon et d'azote.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 226–230

CD: 621.78

Cosmin, Eva : **Méthodes d'analyse des bains de sels pour des traitements termochimiques et certaines considérations sur celles-ci.**

L'article présente les suivantes méthodes d'analyse des bains de sels pour des traitements thermochimiques:

— La détermination du cyanure — le titrage avec azotate d'argent, la détermination du cyanate par la précipitation de la somme du cyanure et des cyanates avec excès d'azotate d'argent qui est restitré en calculant la quantité de cyanate de la différence d'argent consommé en total et consommé pour la précipitation du cyanure. Le cas où le bain est purifié avec ions qui donne la coloration de la solution l'azote du groupe cyanate se transforme en sel d'ammonium qui est traité ensuite avec formaldéhyde. La quantité d'acide libéré, égale à celle d'ions de cyanate, se détermine volumétriquement. La determination du carbonate se fait volumétriquement après la précipitation avec azote de calcium. La determination de la chlorure de sodium se fait par titrage avec azotate d'argent après l'enlévement du cyanure. La détermination du soufre se fait par titrage avec iode

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 230–233

CD: 621.785.533

Kolosváry, Z. : **La carbonitruration à basses températures réduit les frais materiaux.**

L'article présent les principles de base du traitment, montrant aussi les différences entre les différentes technologies appliquées industriellement. On y fait quelques considérations théoriques sur les materiaux, la nature des piéces et des sollicitations sur les variations dimensionelles et la qualité des surfaces.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 234–236

CD: 621.785.6

Petruţ, Lucia, Diaconu, D., Wingert, Helga, Pomacu, M. : **L'influence de la trempe isotherme sur la résistance à l'usure par abrasion des aciers 50 VC 11, VM 18, 65 M 10.**

Les expériences dans le domaine de la trempe isotherme ont été effectuées sur des essais et sur des pièces en aciers 50 VC 11, VM 18 et 65 M 10, en suivant leur comportement à l'usure par abrasion. Les résultats obtenus mettent en évidence une diminuation de l'usure abrasive de 50...60%, en appliquant la trempe isotherme (en comparaison avec la trempe clasique). En pratique, par la trempe isotherme, la durabilité des disques et des socs a crû avec 70...80%.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 236–241

CD: 621.78

Trăistaru, C., Ionescu, D. : **Certains aspects du traitement thermique des barres de torsion.**

L'ouvrage met en évidence les résultats d'une recherche concernant l'assimilation des aciers et le traitement thermique pour l'execution des barres de torsion utilisées dans l'industrie des constructions mecaniques. Dans la fabrication de ces piéces-ci on a utilisé les aciers de type chrom-vanadium ou chrom-nickel-molybdène-vanadium. On y présente aussi le flux technologique du traitement thermique.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 242–246

CD: 621.78

Ursache, M. : **Recherches concernant l'influence des traitements thermiques sur les propriétés magnétiques des alliages du système Al-Mn-Cu.**

Dans l'article on présente l'étude des alliages magnétiques du type $Al_{0,89}$, $Mn_{1,11-x}$, Cu_x, avec x = 0,06 ÷ 0,21, en déterminant les phases présentes dans différentes formes (recuites, trempées, trempées et detrempées), ainsi que les transformations de phase qui apparaissent en différentes conditions. Des méthodes variées de recherche, par exemple l'analiyse röntgenfluorescente, la diffraction des rayonse des mesures magnétiques et de microdureté, l'analyse thermodifférentielle et dilatométrique, la recherche a la microsonde électronique aux rayons X etc. ont permis de déterminer la composition chimique, la structure et la proportion des phases présentes, la construction de la diagramme de l'équilibre quasibinaire sur la ligne de 45% (at) Al dans le système Al-Mn-Cu, ainsi que l'interprétation des propriétés magnétiques des phases présentes. De même, on eté déterminé les plus importants paramètres de traitement thérmique pour les alliages qui pourraient avoir de l'applicabilité pratique.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 246–252

CD: 669.15–196.56

Ivaşcanu, St., Ionescu, P., Georgescu, O. : **L'influence du contenu en ferrite (± 8%) des aciers austénitiques soudés sur la susceptibilité à la corrosion en certains milieux organiques.**

En utilisant les aciers inoxydables austénitiques soudés dans la construction des outils pour l'industrie pétrochimique on doit tenir compte de la résistance à la corrosion. Les facteurs métallurgiques ont une influence particulière sur la résistance à la corrosion. L'article présente, en ce sens, l'influence du contenu en ferrite (3–17%), en soulignant aussi que les valeurs des vitesses de corrosion sont petites en géneral.

Construcţa de maşini, 29 (1977), no. 5 p. 252–263

CD: 621.78

Leontin Drugă : **Dulămiţă, T. — La production et l'utilisation des atmosphères contrôlées pour les traitements thermiques, Ed. tehnică, Bucureşti, 1976.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 263

Kolozsváry, Z. : **La XVI-ème Conférence Internationale de traitements thermiques.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 5, p. 264

INHALTSVERZEICHNIS

DK: 621.78

Drugă, L., Pantea, V. : **Anwendung des Flussbettes bei Wärmebehandlungen.**

Im Beitrag werden die Möglichkeiten zur Anwendung des Flussbettes bei Wärmebehandlungen beschrieben. Es wurden Anwärm- und Abkühlkurven auftestelt, um die Vorteile der Anwärmung im Flussbett gegenüber den Klassichen Anwärmmittel hervorzubeben. Es wurde festgestellt dass die Anwärmgeschwindigkeit im Flussbett derjenigen im Salzbad naheliegt und 2—3 mal grösser ist als die in Schutzgasöfen. Bei der Abkühlung kann ein Geschwindigkeitsbereich ähnlich der Luft- und Ölabkühlung erreicht werden. Gegenüber der Anwärmung im Salzbad vermeidet das Flussbett die Umweltverunreinigung und die Flussbettteilchen haben eine hohe physischchemische Beständigkeit in einem weiten Temperaturbereich.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 209—212

DK: 669.15

Geru, N., Dulămiţă, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Cincă Lucia, Goraş Georgeta, Bolgiu Maria : **Technologische und Betriebscharakteristiken eins ferrit-perlitischen Stahls legiert mit Chrom, Nickel, Molibden und Mangan für geschmiedete Grosstücke.**

Der Beitrag umfasst die Ergebnisse der Versuchsforschungen betreffend die technologischen und Betriebscharakteristiken eines ferrit — perlitischen Stahls der Klasse Chrom — Nickel — Molibden zur Fertigung der geschmiedeten Grosstücke. Es wurden Bestimmungen zur Festlegung der kritischen Übergangspunkte in festen Zustand, der Diagramme der izothermen und anizothermen Zersetzungskinetik des Austenits, Empfindlichkeit beim Überhitzen, Härtbarkeit und Anteil an Restaustenit zur Festlegung der nötigen Parameter für die Profektierung der Warmbehandlungstechnologie, durchgeführt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 212—217

DK: 621.78

Pascu, D., Ştefan, D. : **Anwendung der Wärmebehandlungen für Entspannung bei geschweissten Konstruktionen.**

Der Beitrag beabsichtigt die Bildungsweise der Risse bei der Entspannung der geschweissten Teile zu analysieren und eine Prüfmethode für die Rissempfinlichkeit verschiedener Schweissverbindungen festzulegen. Durch Warmbruchversuche, Kriechfestigkeitsversuche, Rückdehnung und auf Grund Mikroskopanalysen wurde festgestellt dass diese Risse im Bereich des Wärmeeinflusses der Schweissung auftreten, wo die Struktur am ungünstigsten für die Kriechund Rückdehnungserscheinung ist die Verminderung der Innenspannungen beim Entspannen erfolg durch Kriechen und Rückdehnung). Der Beitrag empfiehlt eine strenge Einhaltung der Entspannungsdauer für die geschweissten Verbindungen. Auswahl der Werkstoffe und der Schweissausführung welche die Bildung für Kriechen entsprechende Gefüge in der wärmebeeinflussten Zone ermöglicht, als auch Durchführung von Kriechfestigkeits und Rückdehnungsversuche vor dem grosstechnischen Einsatz des Verfahrens.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 217—221

DK: 669.14.018.252.3

Giacomelli, I., Drugă, L. : **Einfluss des Sulfozyanids die Verschleissfestigkeit der Werzeuge aus Schnelistahl.**

Im Beitrag werden die Ergebnisse betreffend die Verschleissfestigkeit die Mikrostruktur und erhaltenen Härtewerte im Inneren und Oberflächenschichte der sulfozyanidbehandelten Probestücke dargestellt. Es wurden Versuche auf drei Schnellstahlmarken (RP 3, Rp 5, Rp 9), in zwei Bädern verschiedener Zusammensetzung, bei Standhaltezeiten von 0,5, 1, 1,5 und 2 Stunden, durchgeführ.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 222—226

DK: 621.785.533

Florian, E. : **Regelung und Kontrolle des Kohlenstoff- und Stickstoffpotentials beim Gaskarbonitrieren in Endogas mit Ammoniakzusats.**

Einer der wichtigsten Parameter von dem die Kinetik der Schichtenbildung und Wachsen bei dem Hochtemperatur — Gaskarbonitrieren abhängt, bildet der Wert der thermodynamischen Kohlenstoff - unde Stickstoffpotentiale. Die dargestellten theoretischen und Versuchsergebnisse zeigten die Möglichkeit der Kontrolle und Regelung der Kohlenstoff — und Stickstoffpotentiale in indirekter Weise ausgehend von den Parameter der Gasphase (der Gehalt an Wasserdämpfe oder CO_2 für das Kohlenstoffpotential und Ammoniakgehalt ungespalten für das Strickstoffpotential) bei der Führung des Prozesses im Bereich fester Lösung

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 226—230

DK: 621.78

Cosmin Eva : **Analysemethoden für Salzbäder zur Wärmechemischen Behandlung und einige Betrachtungen.**

Nach Beschreibung der zur Bestimmung der Zyanide und Zyanate bekannten chemischen Analysemethoden, empfiehlt der Beitrag auf Grund der Überprüfung dieser in den Bedingungen der Salzbäder und anderer neutralisierten Abfällen, folgende Methoden : Bestimmung des Zyanids, Titrieren mit Silbernitrat, Bestimmung des Zyanats durch Niederschlagen der Zyanide und Zyanate mit Silbernitratüberschuss welcher wieder titriert wird, wobei die Zyanatmenge aus dem Unterschied an verbrauchter Gesamtsilbermenge und der für das Zyanidniederschlagen verbrauchten Mengeerrechnet wird. Falls das Bas nicht mit fabrigen Ionen verunreinigt ist, wird der Stickstoff aus der Zyanatgruppe in Ammoniumsaltz umgewandelt und dann mit Formaldehyd behandelt. Die als Folge der Reaktionen freigewordene Säuremenge, die gleich mit der Zyanatienmenge ist, wird volumetrisch bestimmt. Die Karbonatvestimmung erfolgt volumetrisch nach Niederschlagen mit Kalziumnitrat. Die Bestimmung des Natriumchlorids erfolgt durch Titration mit Silbernitrat nach der Zyanidbeseitigung. Die Schwefelbestimmung erfolgt durch Jodtitration. Nach der Neutralisation erfolgt die überprüfung des Zyanid- bzw- des Zyanatgehaltes kolorimetrisch nach Methode Py — Barbitursäure, Py — Benzidrin bzw. Py — $CuSo_4$.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 230—233

DK: 621.785.533

Kolozsváry, Z. : **Das Karbonitrieren bei Niedertemperaturen vermindert den Kostenpreis.**

Im Beitrag werden die Grundlagen des Verfahrens dargelegt und die bestehenden Unterschide zwischen den in der Industrie angewendeten Technologien beschrieben. Es werden theoretische Betrachtungen über Werkstoffe, Art der Werkstücke und der Forderungen, die Schwankungen der Abmessungen und der Oberqualität gemacht.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 234—236

DK: 621.785.6

Petruţ Lucia, Diaconu, D., Wingert Helga, Pomacu, M. : **Einfluss der izotermen Härtung auf die Abriebverschleissfestigkeit des Stahls 50 VC 11, VM 18, 65 M 10.**

Die Anvwendung der izothermen Härtung zur Erhöhung der Betriebsdauer der landwirtschaftlichen Scheiben und Scharvorrichtungen bildete den Gegenstand unserer Forschungen. Die izothermen Härteversuche wurden sowohl auf Proben als auch mit Bestandteilen aus 50 VC 11, VM 18 und 65 M 10 Stahl durchgeführt, wobei insbesondere das Verhalten dieser bei Abriebverschleiss verfolgt wurde. Die erhaltenen Ergebnisse zeigen eine Verminderung des Abriebverschleisses mit 50 — 60% bei Anwendung der izothermen Härtung im Vergleich mit der klassischen Härtung. In der Praxis erhöhte sich, durch izotherme Härtung, die Betriebsdauer der Scheiben und Scharvorrichtungen mit 70—80%.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 236—241

DK: 621.78

Trăistaru, C., Ionescu, D. : **Einige Aspekte der Wärmebehandlung der Torsionsstäbe.**

Im Beitrag werden die Ergebnisse der Forschungen betreffend Aneignung einiger Stahlsorten und bzw. der Wärme — behandlung zur Fertigung der Torsionsstäbe für die Maschinenbauindustrie dargestell. Bei der Fertigung dieser Werkstücke wurden gute rgebnisse mit Stahlsorten Chhrom— Vanadium oder Chrom-Nickel- — Molibden — Vanadium doch sorgfälting bereitet und mit Gewährleistung einiger Kennzahlen, erhalten. Ebenfalls wird das technologische Flusschema für die geeignete Wärmebehandlung angegeben.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 242—246

DK: 621.78

Ursache, M. : **Forschungen betreffend den Einfluss der Wärmebehandlung auf die magnetichen Eingenschaften einiger Legierungen aus der Al-Mn-Cu-Reihe.**

Der Beitrag befasst sich mit den magnetischen Legierungen Typ Al 0,89 Mn 1,11 — X, CuX, CuX, mit X = 0,06 — 0,21, wobei sowohl die in verschiedenen Gefügezuständen anwesenden Phasen (geglüht, gehärtet, gehärtet und geglüht) als auch die Phasenumwandlungen die in verschiedenen Bedingungen entstehen, bestimmt werden. Verschiedene Forschungsmethoden, wie z. Bsp. röntgenfluoreszente Analyse, Beugung mit X — Strahlen, magnetische und Mikrohärte — messungen, thermodifferentiale und ausdehnungsmessende Analyse, Erforschung mit elektronischer Mikrosonde mit X — Strahlen u.s.w. ermöglichten die Bestimmung der chemischen Zusammensetzung, des Gefüges und Verhältnisses der anwesenden Phasen, Afstellung des Quasibinaren Gleichgewichtsdiagramms, auf der Linie 45% (at.) Al in dem Al-Mn-Cu System, als auch die Darstellung der magnetischen Eigenschaften der anwersenden Phasen. Ebenfalls wurden die Hauptparameter der Wärmebehandlung für die Legierungen, die praktisch anwendbar sein könnten, bestimmt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 246—252

DK: 669.15—196.56

Ivaşcanu, St., Ionescu, P., Georgescu, O. : **Einfluss der Ferritgehaltes (8%) in Geschweisstenaustenitstahlen auf die korosionempfinlichkeit in einigen organischen Medien.**

Der Einsatz des rostfreien geschwissten austenitischen Stahls bei der Ausrüstungsherestellung für die petrochemische Industrie muss in erster Reihe den Korrosionswiderstand berücksichtigen. Die metallurgischen Faktoren haben eine besonderen Einfluss auf den Korrosionswiderstand. In dieser Hinsicht wird der Einfluss des Ferritgehaltes (3 — 17%) dargestellt und hervorgehoben dass die Werte der Korrosionsgeschwindigkdeiten im allgemeinen klein sind.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 252—263

DK: 621.78

Drugă, L. : **Dulămiţă, T.— DieHerstellung und Verwendung der überwachen Atmosphäre für thermischen Behandlungen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 263

Kolozsváry, Z. : **Die XVI-sche internationale Tagung für thermischen Behandlungen.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 5, S. 264

СОДЕРЖАНИЕ

Д.К. 621.78

Другэ, Л., Пантеа, В. **Применение разжижённого слоя у термообработок.**

Работа представляет возможности применения разжижённого слоя у термообработок. Чтобы выявлять пользы нагрева в разжижённом слое по сравнению с классическими средами нагрева, размечаются кривые нагрева и охлождения.

Устанавливается что скорость нагрева в разжижённом слое — приблизительно одинаковая с скоростью осуществляемой в сольной ванне, и 2 . . .3 раза больше чем скорость нагрева в атмосферных печах.

У охлаждения, получается гамму скоростей среди стоимостей достигнутых у охлаждения в воздухе и охлаждения в масла.

Использование разжижённого слоя исключает загрязнение, и частицы слоя имеют высокая физическо-химическая устойчивость в общирной сфере температуры.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 209–212

Д. К. 669.15

Геру, Н., Дулэмицэ, Т., Урсаке, М. Киркэ, Д., Марин М., Чинкэ, Лучиа, Гораш, Джеорджета, Болгиу, Мариа: **Технологические и эксплуатационные характеристики одной феррито-перлитовой-хромо-никелево-молибдено-марганцево-легированной стали для тяжёлых кованых деталей.**

В работе представляется результаты испытательных исследований относящийся к технологическим и эксплуатационным характеристикам одной феррито-перлитовой стали из классд хром-никель-молибден, для изготовления тяжёлых кованыа деталей.

Осуществляется определения для устройства критических точек трансформаций в твёрдом состояние; диаграмм кинетики изотермической и анизотермической разложения аустенита; восприимчивость у перегревания; возможность калення и пропорция остаточного аустенита; данные, полученные при испытаниях позволяют устройства параметров для проектирования технологий термообработки.

Construaţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 212–217

Д.К.: 621.78

Паску, Д., Штефан Д., **Применение термообработок для разрежения сварных сооружении.**

Разлагается характеристики образования трещин у разрежения сварных сооружений (stress relief cracking), разыскивая методология проверки восприимчивости некоторых сварных сооружений у таких трещин. С помощью испытаниями разрыва в нагретом состояний, ползучести, релаксаций, и через микроскопического анализа, устанавливается что такие трещины появляется в долями из зоны термического влияния сварки, где структуры-самые неблагоприятные для ползучести и релаксаций (уменьшение внутреннего напряжения имеет место ползучестью и релаксацией). Работа советует суровое ограничение сохранения у разрежения сварных сооружений, отбор основных материалов, материалов вклада, и отбор режимов сварки которые устанавливают появления соответствующих структур у ползучести в зоне термического влияния-нужно исполнять некоторые испытания ползучести и релаксации до промышленного накладывания.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 217–221

Д. К.: 669.14.018.252.3

Джакомелли, И., Другэ, Л.: **Воздействие тиоцианирования на износоустойчивость инструментов из быстрорежущей стали.**

Работа представляет результаты что касается износоупорности, микроструктуре и твёрдостьям осуществимым в стержень и в поверхностном слое тиоцианированных образцов — Экспериментируется на три марки быстрорежущих сталей (Rp 3, Rp 5, Rp 9), в двух ваннах с разными составами, у времён сохранения 0,5; 1; 1,5 и 2 часа.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 222–226

Д. К. :621.785.533

Флорян, Е.: **Выверка и проверка потенциалов углерода и азота у газового карбонитрирования в эндогазе с добавлением водного аммиака.**

Стоимость термодинамических потенциалов углерода и азота учреждает крупный параметр кинетики формирования и увеличения слойев у газового карбонитрирования у высокой температуры. Теоретические и испытательные результаты доказывают возможности проверки и регулирования потенциалов углерода и азота, косвенно, отправляя от параметров газовой фазы, когда процесс — управляющий в сфере твёрдого раствора. (содержание водяного пора или углекислоты для потенциала углерода, и содержание недисоциатного водного аммиака для потенциала азота)

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 226–230

Д. К.: 621.78

Космин, Ева: **Методы исследования сольных ванн для термохимических обработок и некоторые соображения об этих.**

После перечисления методов химического анализа для определения цианистых и циановокислых солей, работа рекомендирует следующие методы (в условиях ванн солей и нейтрализированных отходов):

Определение цианистой соли — титрование с азотнокислым серебром.

Определение циановокислой соли — осаждение суммы цианистой соли и циановокислой соли с избытком азотнокислого серебра, которое титровается, считая циановокислая соль различием — когда ванна не безочишчашчая с ионами — которые окрашивает раствор — превращается азот из циановокислой группы в солью аммоний, которая обрабатывается с формальдегидом. Количество выданной кислоты (одинаковое с количеством циановокислых ионов) определяется объёмно. Определение хлористово натрий-титрованием с азотнокислым серебром определение серы—титрованием с иодом. После нейтрализаций, проверка содержания цианистых и циановокислых солей исполняется при помощи колориметра, с методом Рубарбитуровая кислота, Ру — бензидин, и Ру — сульфат меди.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 230–233

Д.К.: 621.785.533

Колошвари, З.: **Карбонитрирование у низких температуров — сокращает вещественных расходы.**

В последнее время обратилось большое внимание на азотирование металлов при низких температурах. Настоящая работа кратко описывает основные принципы азотирования, показывая в то же время наиболее характерные различия между промышленно применяемыми технологическими методами.Описываются основные теоретические и наиболее характерные связи которые имеют место в зависимости от требуемых свойств материала, изменения размерности и поверхностных свойств.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 234–236

Д. К.: 621.785.6

Петруц, Л., Диакону, Д., Вингерт, З., Помаку, М.: **Воздействие изотермического закала на абразивный: износоустойчивость сталей 50 VCM, VM 18, 65 M10.**

В работе представляет данные, о применением изотермической закалки для увеличения продолжительности в рабаработке дисков и сошников.

Изотермическая закалка экспериментируется на навески и штуки из сталей 50 VC 11, VM 18 и 65M 10, определяя сопротивление у абразивного узноса.

Испытательные результаты — уменшение абразивного узноса с 50. . . 60% у дисков и сошников сквозь изотермической закалки.

Сквозь изотермической закалки, продолжительность дисков и сошников увеличается с 70—80%.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 236–241

Д.К.: 621.78

Трэйстару, К., Ионеску, Д.: **Некоторые виды термообработок колонок для скручивания.**

Работа выявляет результаты исследования по отношению к ассимиляций некоторых сталей и к термообработке колонок для скручивания, используемые в машиностроение.

Лучшие результаты получится от сталей тип хром-ванадий или хром-никель-молибден-ванадий.

Представлен технологический поток для термообработок.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 242–246

Д. К.: 621.78

Урсаке, М. **Исследования по отношению к влиянию термообработок на магнетических свойдтв некоторы сплавов из системы:** Al — Mn — Cu.

Работа анализирует магнитные сплавы $A_{10,89}$ $Mn_{1,11-x}$ Cu_x ($x=0,06\div0,21$), определяя присутствующие фазы в структурные разные состояния (обожжённые, закалённые, закалённые и отпущённые,) и трансформирования фаз в различными условиями.

Несходные методы исследования (рентгенфлуоресцирующий анализ, дифракция с рентгенлучами, магнитные измерения, измерение микротвёрдости, термодифференциальный и дилатометрический анализ, и т.д.) позволяют определения химического строения, струкуры и пропорций присутствующих фаз, сооружение диаграммы квазибинарного равновесия на линий 45% (ат.) Al, в системе Al-Mn-Cu, также интерпретация магнитных способностей присутствующих фаз. Также определяются важные параметры термообработок для таких магнитных сплавов.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 246–252

Д. К. 669.15—196.56

Ивашкану, Щт., Ионеску, П., Георгеску, О. **Воздействие ферритого содержания (±8%) из аустенитных сварных сталей на восприимчивость у коррозий в некоторых органических средах.**

Аустенитно-сварные стали употребляются в строение оборудования для нефтехимической промышленности вследствие их восприимчивость у коррозий в разных средах. Металлургические факторы имеют большое влияние на восприимчивост у коррозий.

Анализируется влияние ферритого содержания (3—17%), и подчёркивается что стоимости коррозионного скорости—маленкие.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 252–263

Д.К. 621.78

Леонтин Другэ: **Дулэмицэ, Т. — Произведение и использование контролируемых атмосфер для термообработок, техноиздательство, Бухарест, 1976.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 263

Колошвари, З.: **XVI-ый Международный Съезд для термообработок.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 5, стр. 264

CZ: 621.78

Aplicarea stratului fluidizat la tratamente termice

Ing. Leontin DRUGĂ, ing. Valer PANTEA – Institutul de cercetări şi proiectări tehnologice pentru sectoare calde (I.C.P.T.S.C.) Bucureşti

Odată cu dezvoltarea industriei constructoare de maşini, a apărut necesitatea realizării unor produse cu caracteristici mecanice cît mai uniforme, cu fiabilitate ridicată şi cu preţ de cost cît mai scăzut. Aceste cerinţe se pot realiza prin folosirea unor tehnologii moderne şi a unor utilaje care, pe lîngă productivitate ridicată, să ofere şi posibilităţi de reglare în limite cît mai restrînse ale parametrilor tehnologici. Cercetările în domeniul tratamentelor termice sînt orientate atît în direcţia realizării unei tehnologii cît şi a unor metode de încălzire mai eficiente din punct de vedere al randamentului termic.

În acest context se înscriu şi cercetările privind asimilarea unor instalaţii şi tehnologii de tratament termic şi termochimic în strat fluidizat, care, prin crearea unor suspensii de particule într-un fluid, realizează viteze de încălzire şi răcire destul de ridicate. Aceste cercetări se află într-un stadiu avansat într-o serie de ţări industrializate, unde a fost depăşită faza de laborator, existînd deja instalaţii industriale.

La I.C.P.T.S.C. s-a realizat o instalaţie de tratamente termice în strat fluidizat cu temperatura maximă de lucru 650 °C. Instalaţia (fig. 1) este de tipul cuptor cilindric vertical cu încălzire electrică. Stratul fluidizat se realizează într-o retortă confecţionată din oţel refractar, care are fixată în partea inferioară o placă cu rol de distribuitor al gazului de fluidizare.

Gazul de fluidizare (aer, atmosferă exo, amoniac, etc.), trece printr-o cămaşă dublă ce are rolul de reîncălzitor, după care este dirijat în partea inferioară a retortei, sub placa de fluidizare. La anumite nivele de debit şi presiune ale gazului de fluidizare, particulele solide aflate deasupra plăcii de distribuţie formează o suspensie asemănătoare unui lichid, stare care durează atît timp cît circulă gazul.

Particulele stratului fluidizat au o mişcare continuă dezordonată faţă de pereţii vasului, amestecarea lor fiind perfectă. Mişcarea intensă a particulelor-provocată de mecanismul de fluidizare-elimină punctele calde sau reci şi duce la o omogenitate ridicată a temperaturii în interiorul retortei.

Această omogenitate este facilitată mai ales de capacitatea calorică ridicată a stratului fluidizat (de aproape 1000 ori mai ridicată în raport cu cea a unui cuptor clasic cu convecţie), care favorizează absorbţia rapidă a căldurii, cu variaţii mici de temperatură. Transmisia termică este foarte ridicată şi datorită unei mari suprafeţe de contact a particulelor pe unitatea de volum a stratului fluidizat. Natura şi mărimea particulelor folosite influenţează în mod direct atît calitatea fluidizării cît şi transferul de căldură.

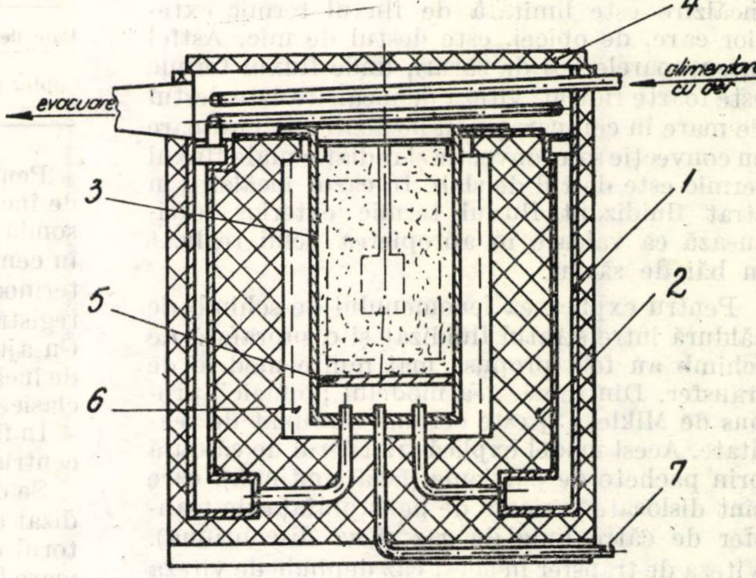


Fig. 1. Schema de principiu a cuptorului cu strat fluidizat:
1. carcasă metalică (preîncălzitor); 2. zidărie; 3 – retortă; 4 – capac; 5 – placă fluidizare; 6 – rezistori metalici. 7 – alimentare cu gaze tehnologice.

În general se poate folosi o gamă largă de materiale ca: nisip, carbură de siliciu, grafit, cocs, corindon sau alte materiale ce au stabilitate fizico-chimică la temperatura de lucru, cu menţiunea că pentru fiecare tip de material sau dimensiune a granulelor corespunde o viteză optimă de fluidizare, care asigură o viteză maximă de transfer de căldură.

Unul dintre elementele cele mai importante ale instalaţiei este placa de fluidizare. În cadrul cercetărilor s-au folosit plăci metalice care realizează distribuţia aerului prin intermediul unor ciupercuţe înşurubate în placă, plăci poroase refractare, plăci executate din vată minerală presată. Cele mai bune rezultate s-au obţinut folosind plăci ceramice poroase realizate la Întreprinderea Carbochim Cluj. Trebuie acordată o atenţie deosebită etanşării plăcii pe contur pentru a evita eventualele scăpări de fluid.

În general procesul de încălzire a pieselor metalice constă dintr-o combinaţie de schimb de căldură: exterior şi interior. Schimbul de căldură exterior constă din transmiterea căldurii

la suprafaţa piesei, iar cel interior din propagarea căldurii în interiorul piesei. În funcţie de conductivitatea termică a aliajului trebuie să existe o corelaţie între schimbul de căldură exterior şi cel interior.

Pentru a obţine o încălzire rapidă este necesar să se asigure un flux termic exterior cît mai mare. În cazul pieselor subţiri fluxul termic intern este foarte mare şi întregul proces de încălzire este determinat de mărirea fluxului termic exterior. Materialul absoarbe practic orice cantitate de căldură ce o primeşte pe suprafaţă.

În majoritatea cazurilor practice viteza de încălzire este limitată de fluxul termic exterior care, de obicei, este destul de mic. Astfel în cuptoarele băi de săruri, unde fluxul termic este foarte ridicat, viteza de încălzire este destul de mare în comparaţie cu încălzirea în cuptoare cu convecţie sau convecţie şi radiaţie unde fluxul termic este destul de slab. În cazul încălzirii în strat fluidizant fluxul termic exterior se situează ca valoare în apropierea celui realizat în băi de săruri.

Pentru explicarea fenomenului de schimb de căldură între stratul fluidizat şi o suprafaţă de schimb au fost propuse mai multe modele de transfer. Dintre acestea modelul ,,bifazic'' propus de Miklei [3] este cel mai apropiat de realitate. Acest model explică transferul de căldură prin pachete de particule (faza continuă), care sînt dislocate periodic de pe suprafaţa de transfer de către bule de gaz (faza discontinuă). Viteza de transfer în acest caz depinde de viteza de încălzire a pachetului şi de frecvenţa îndepărtării acestuia de pe suprafaţa de schimb (timpul de staţionare).

Tabelul 1

Mediul	Coeficientul de transfer termic α în Kcal/m² h°C
Cuptor cu recirculaţie de aer cald.	20 — 80
Cuptor cameră (convecţie şi radiaţie)	75 400
Baie de sare :	
— fără agitaţie	400 — 1200
— cu agitaţie	1000 2000
Bazin de călire în ulei	1000 — 5000
Baie de plumb	5000 — 30000
Cuptor cu strat fluidizat	100 — 1000

Pentru a pune în evidenţă vitezele diferite de încălzire în diferite medii a fost construită o sondă de formă sferică cu diametrul de 50 mm în centrul căreia s-a fixat capătul cald al unui termocuplu Cromel — Alumel, legat la un înregistrator cu viteze variabile de înregistrare. Cu ajutorul acestei sonde s-au trasat diagrame de încălzire şi răcire în strat fluidizat în cuptoare clasice, în băi de săruri, etc.

În figura 2 se prezintă curbele de încălzire ale centrului sferei în mediile arătate mai sus.

Se observă că viteza de încălzire în strat fluidizat este de circa 2,5 ori mai mare decît în cuptorul cu recirculaţie şi de circa patru ori mai mare faţă de cea realizată în cuptorul fără recirculaţie. Prin modificarea debitului şi deci a vitezei de fluidizare, folosind acelaşi material granular, se pot obţine viteze de încălzire într-o

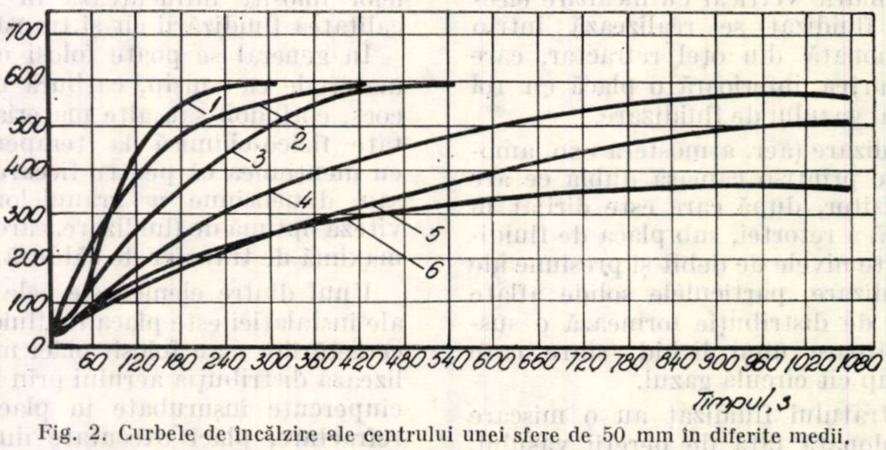


Fig. 2. Curbele de încălzire ale centrului unei sfere de 50 mm în diferite medii.
1 — în baie de sare agitată ; 2 — în cuptor cu strat fluidizat ; 3 — în baie de sare neagitată ; 4 — în cuptor cu recirculaţie ; 5 — în cuptor fără recirculaţie ; 6 — în strat fix.

Toate aceste teorii şi modele au dus la găsirea unor relaţii empirice pe baza cărora se calculează coeficientul de schimb de căldură. În tabelul 1 se prezintă valorile coeficientului de schimb de căldură în diferite medii utilizate în tratamentul termic.

gamă foarte largă (între strat fix curba 6 şi stratul fluidizat optim curba 2).

În figura 3 se prezintă curbele de răcire pentru cîteva medii de răcire folosite frecvent în atelierele de tratamente termice. Se constată că viteza de răcire în cazul stratului fluidizat este apro-

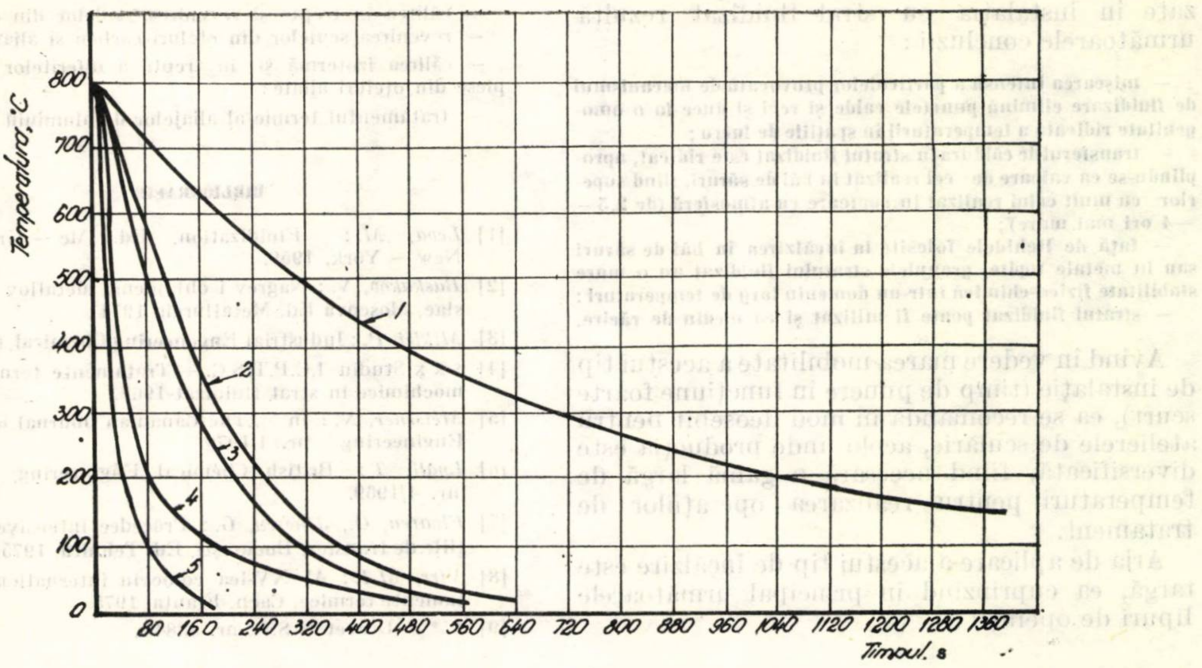


Fig. 3. Curbele de răcire ale centrului unei sfere de 50 mm în diferite medii:
1 – în aer; 2 – în strat fluidizat (încălzire în baie de sare); 3 – în strat fluidizat (încălzire în cuptor cu atmosferă); 4 – în ulei; 5 – în apă.

piată de cea realizată la răcirea în ulei. În timpul experimentărilor s-au realizat viteze de răcire într-o gamă largă de valori (între curbele 1 și 3).

Pentru studierea posibilităților de folosire a stratului fluidizat la călirea izotermă au fost trasate o serie de curbe de răcire după austenitizare la 830°C, treapta de răcire izotermă în baie de sare și în strat fluidizat. Se constată că, deși vitezele globale de răcire sînt apropiate la răcirea în baie de sare și strat fluidizat, răcirea pînă la 500°C (temperatura la care majoritatea oțelurilor prezintă cotul perlitic (este mai accelerată în cazul băilor de săruri decît în stratul fluidizat. În cazul folosirii stratului fluidizat pentru călirea izotermă este necesar a se compara viteza de răcire realizată cu viteza critică rezultată din diagrama TTT pentru fiecare tip de oțel.

Comparînd rezultatele experimentărilor de tratament termic realizate în utilajele clasice (cuptoare cu atmosferă, băi de săruri) cu cele reali-

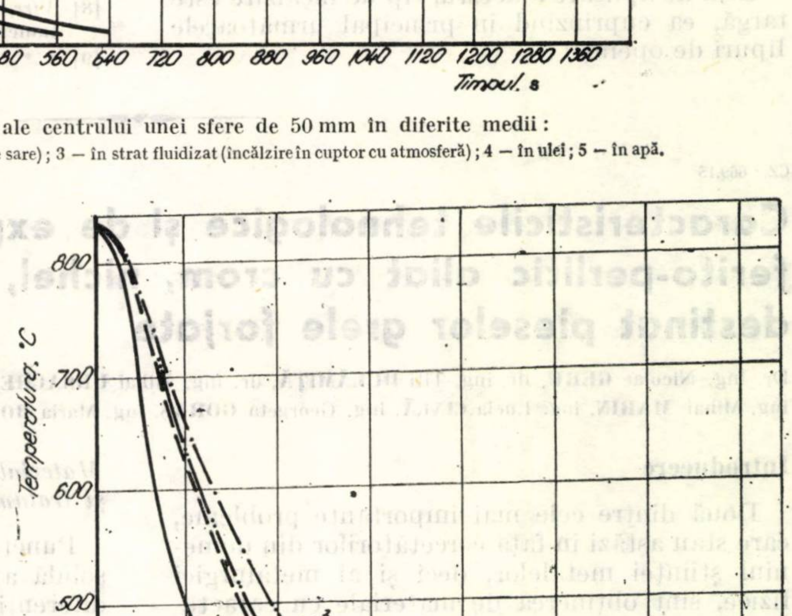


Fig. 4. Curbele de răcire izotermă ale centrului unei sfere cu diametrul de 50 mm în diferite medii.
1 – în baie de sare; 2 – în strat fluidizat de nisip (0,3 – 0,5 mm); 3 – în strat fluidizat cu carborund (0,4 – 0,5 mm)

zate în instalaţia cu strat fluidizat rezultă următoarele concluzii :

— mişcarea intensă a particulelor provocată de mecanismul de fluidizare elimină punctele calde şi reci şi duce la o omogenitate ridicată a temperaturii în spaţiile de lucru ;

— transferul de căldură în stratul fluidizat este ridicat, apropiindu-se ca valoare de cel realizat în băi de săruri, fiind superior cu mult celui realizat în cuptoare cu atmosferă (de 2,5—4 ori mai mare) ;

— faţă de lichidele folosite la încălzirea în băi de săruri sau în metale topite, granulele stratului fluidizat au o mare stabilitate fizico-chimică într-un domeniu larg de temperaturi ;

— stratul fluidizat poate fi utilizat şi ca mediu de răcire.

Avînd în vedere marea mobilitate a acestui tip de instalaţie (timp de punere în funcţiune foarte scurt), ea se recomandă în mod deosebit pentru atelierele de sculărie, acolo unde producţia este diversificată, fiind necesară o gamă largă de temperaturi pentru realizarea operaţiilor de tratament.

Aria de aplicare a acestui tip de încălzire este largă, ea cuprinzînd în principal următoarele tipuri de operaţii :

— călirea în trepte şi revenirea sculelor din oţel rapid ;

— revenirea sculelor din oţeluri carbon şi aliate ;

— călirea izotermă şi în trepte a diferitelor scule sau piese din oţeluri aliate ;

— tratamentul termic al aliajelor de aluminiu.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Leva, M.* : Fluidization, Ed. Mc — Grow — Hill, New — York, 1959.

[2] *Baskakov*, V. : Nagrev i ohlajdenie metallov v kipiaşcie slae, Moscova Ed. Metallurgia 1974 ;

[3] *Miklei, P.* : Industrial Engeneering Chemical, nr. 41/1963.

[4] x x x Studiu I.C.P.T.S.C. — Tratamente termice şi termochimice în strat fluidizat-1967.

[5] *Meissner, N.* : In ,,The Canadian Journal of Chemical Engineering", nr. 4/1970.

[6] *Lyall, T* : British Chemical Engineering, vol. 14, nr. 4/1969.

[7] *Floarea, O., Jinescu, G.* : Procedee intensive în operaţiile de transfer, Bucureşti, Ed. Tehnică, 1975.

[8] *Virr, M.I.* : Al XV-lea colocviu internaţional de tratamente termice, Caen, Franţa, 1975.

[9] * * * Brevet R.S.R. nr. 83846.

CZ. : 669.15

Caracteristicile tehnologice şi de exploatare ale unui oţel ferito-perlitic aliat cu crom, nichel, molibden şi mangan, destinat pieselor grele forjate

Dr. ing. Nicolae GERU, dr. ing. Titi DULĂMIŢĂ, dr. ing. Mihai URSACHE, ing. Dan CHIRCĂ, ing. Mihai MARIN, ing. Lucia CINCĂ, ing. Georgeta GORAŞ, ing. Maria BOLGIU — Institutul politehnic–Bucureşti

Introducere

Două dintre cele mai importante probleme, care stau astăzi în faţa cercetătorilor din domeniul ştiinţei metalelor, deci şi al metalurgiei fizice, sînt obţinerea de materiale cu caracteristici fizico-mecanice cît mai ridicate precum şi testarea proprietăţilor tehnologice şi a caracteristicilor de exploatare a materialelor cunoscute în scopul utilizării lor cît mai eficiente. Unele oţeluri din clasa Cr-Ni-Mo-se utilizează în prezent la confecţionarea recipientelor de presiune, care lucrează în condiţii deosebite determinate de valorile ridicate ale temperaturii şi presiunii. De asemenea, de multe ori pieselor confecţionate din aceste materiale li se impun condiţii severe privind temperatura de tranziţie, respectiv menţinerea într-un interval larg de temperaturi a unei tenacităţi suficient de ridicate pentru a fi împiedicată producerea ruperilor fragile.

Satisfacerea acestor condiţii impune luarea în consideraţie a numeroşi factori cum ar fi compoziţia chimică, gradul de puritate şi omogenitate, structura materialului etc. În această lucrare sînt prezentate cercetările efectuate pentru stabilirea pricipalelor caracteristici tehnologice pentru un oţel din clasa Cr-Ni-Mo.

Materialul studiat, metodele de cercetare utilizate şi tratamentele aplicate

Punctele critice de transformare în stare solidă au fost determinate cu un dilatometru diferenţial Leitz, pe probe cu diametrul de 3 mm şi lungimea de 50 mm, încercările fiind realizate în două variante de regim termic :

a — încălzire cu viteză de 3°C/minut urmată de răcire cu viteza de 2,8°C/minut ;

b — încălzire cu viteză de 3°C/minut urmată de răcire cu viteza de 14°C/minut între temperaturile de 880°C şi 600°C şi 8°C/minut între 600°C şi 400°C.

Diagrama cineticii descompunerii izoterme a austenitei subrăcite s-a trasat cu ajutorul anizometrului de tip Akulov folosind probe cu dimensiunile 3 × 30 mm. Probele au fost austenitizate timp de 10 minute la temperatura de 920°C şi menţinute izoterm la diferite temperaturi în intervalul 350° — 700°C.

Diagrama cineticii descompunerii anizoterme a austenitei subrăcite a fost trasată prin metoda călirii frontale întrerupte, folosind probe cu dimensiunile 25 × 97 mm conform prescripţiilor STAS 4930—66.

Cercetările privind susceptibilitatea la supraîncălzire au constat în determinarea grăuntelui

austenitic şi a tendinţei de creştere a acestuia la încălzirea pentru tratament termic. Determinarea experimentală a mărimii grăuntelui austenitic a fost efectuată conform STAS 490—— 66 folosind metoda prin oxidarea limitelor de grăunţi.

Determinarea călibilităţii oţelului cercetat s-a realizat prin metoda călirii frontale conform STAS 4930—66.

Proporţia de austenită reziduală a fost estimată pe cale magnetică, utilizînd metoda balistică cu smulgerea probei din cîmpul magnetic, varianta cu etalon.

La răcire cu viteza de 2,8° C/minut intervalele de transformare sînt:

— intervalul de transformare perlitică 724°C — 650°C;
— intervalul de transformare bainitică 504°C — 443°C;
— temperatura de început de transformare martensitică, M_s, 443°C.

Curba dilatometrică trasată pentru viteza de încălzire 3°C/minut, iar cea de răcire 2,8 °C/minut este dată în figura 1.

Influenţa vitezei de răcire asupra punctelor de transformare se observă în figura 2, care prezintă curba dilatometrică diferenţială la viteză de răcire mai mare. Transformarea perlitică începe şi se termină la temperaturi mai mici (interval de transformare perlitică 695°C — — 640°C) la viteza de răcire de 14°C/minut. Transformarea bainitică începe la temperaturi mai ridicate şi se termină la temperaturi mai coborîte (interval de transformare bainitică

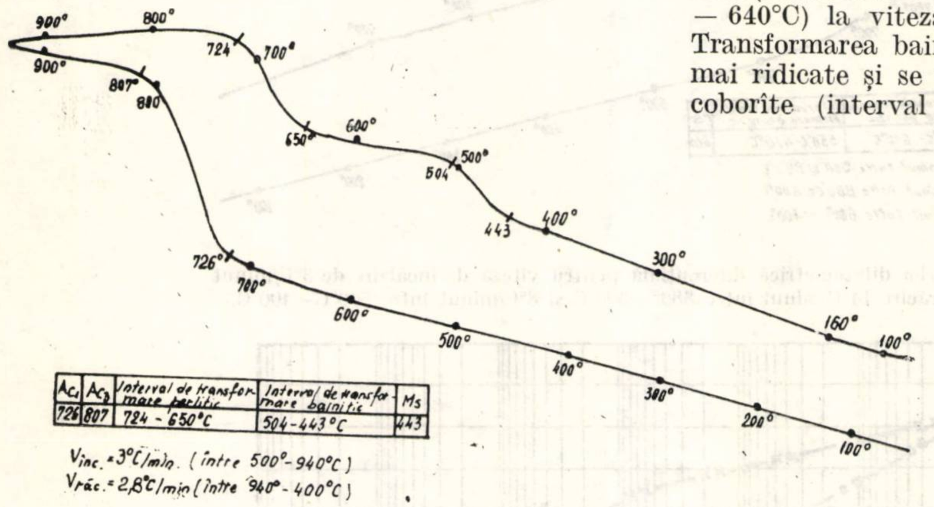


Fig. 1. — Curbă dilatometrică diferenţială pentru viteza de încălzire de 3°C/min şi viteza de răcire 2,8°C/min.

Determinările s-au făcut pe probe cu 6·10mm, asigurîndu-se un raport $\left(\frac{1}{d}\right)$ la care influenţa factorului de demagnetizare să fie neglijabilă.

Rezultatele obţinute şi interpretarea lor

Punctele critice de transformare în stare solidă s-au determinat pe baza curbelor dilatometrice. La încălzire cu viteze de 3°C/minut s-au obţinut temperaturile A_{C1} şi A_{C3}:

$$A_{C1} = 726°C \qquad A_{C3} = 810°C$$

Tabelul 1

Compozţiia chimică %								
C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Co	P	S
0,257	0,689	0,216	0,348	0,69	0,606	0,12	0,0095	0,0107

550°C—410°C). Temperatura punctului *Ms* este 410°C.

Diagramele Temperatură — Timp — Transformare au fost trasate pentru condiţii de austenitizare utilizate curent în practica tratamentului termic pentru oţelul în studiu, respectiv 920°C. Diagramele obţinute sînt date în figurile 3 şi 4. Susceptibilitatea de creştere a grăuntelui austenitic a fost determinat prin încălzirea la temperaturi diferite de cea standard (925°C). Rezultatele experimentale sînt cuprinse în tabelul 2.

În vederea determinării călibilităţii oţelului cercetat, austenitizarea s-a făcut timp de o oră la următoarele temperaturi: 850°C, 900°C şi 930°C. Curbele de călibilitate cît şi benzile de călibilitate pentru cele trei temperaturi de austenitizare sînt date în figurile 5, 6 şi 7.

Din datele prezentate rezultă că pentru temperaturi de austenitizare cuprinse între 850 şi

Tabelul 2

Temperatura la care s-a efectuat determinarea °C	840	860	900	925	960	980	1000
Punctajul granulaţiei Diametrul mediu al grăunţilor (mm)	8 :6 0,0196—0,0267	7 :6 0,0267—0,0391	5 :4 0,0553—0,0788	4 0,0788	3 0,111	3 0,111	2 0,167

930°C se obţin, pe distanţe mici de la capătul călit (10 mm), durităţi între 40 şi 50 HRC. La distanţe mai mari duritatea scade relativ brusc ajungînd ca la 30 mm de capătul răcit, duritatea să fie cuprinsă între 20 şi 30 HRC.

De asemenea, se observă că, pentru temperatura de austenitizare de 930°C, valorile medii ale durităţii sînt (pentru distanţe mici, pînă la 15 mm de capătul răcit) superioare valorilor medii determinate pentru temperaturile de austenitizare de 850°C şi 900°C.

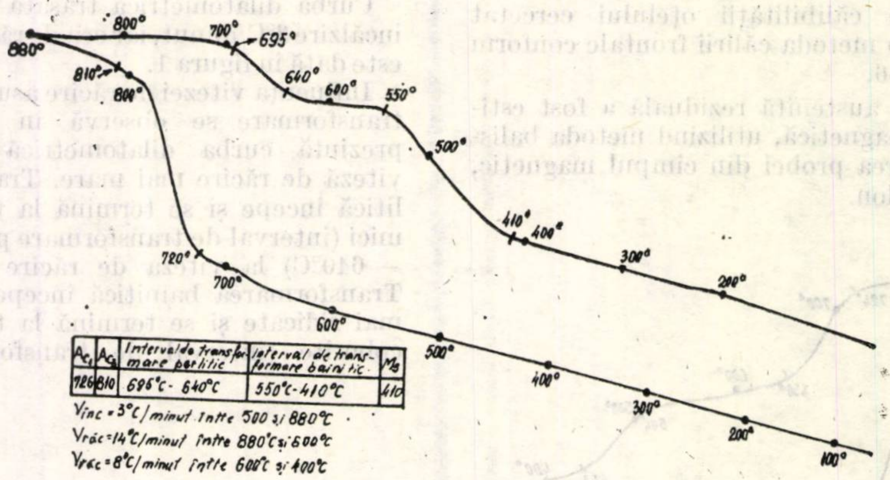


Fig. 2. — Curba dilatometrică diferenţială pentru viteză de încălzire de 3°C/minut şi viteza de răcire 14°C/minut între 880°—600°C şi 8°C/minut între 600°C—400°C.

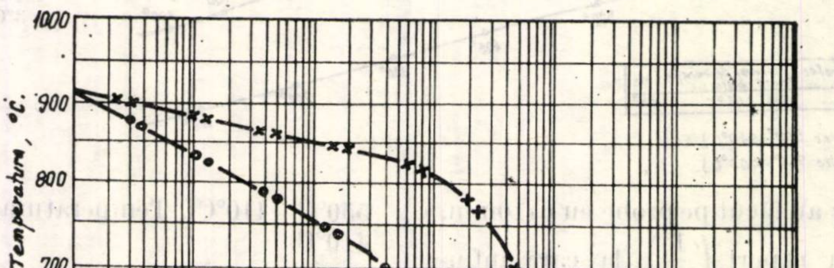


Fig. 3. — Diagrama cineticii descompunerii izoterme a austenitei subrăcite.

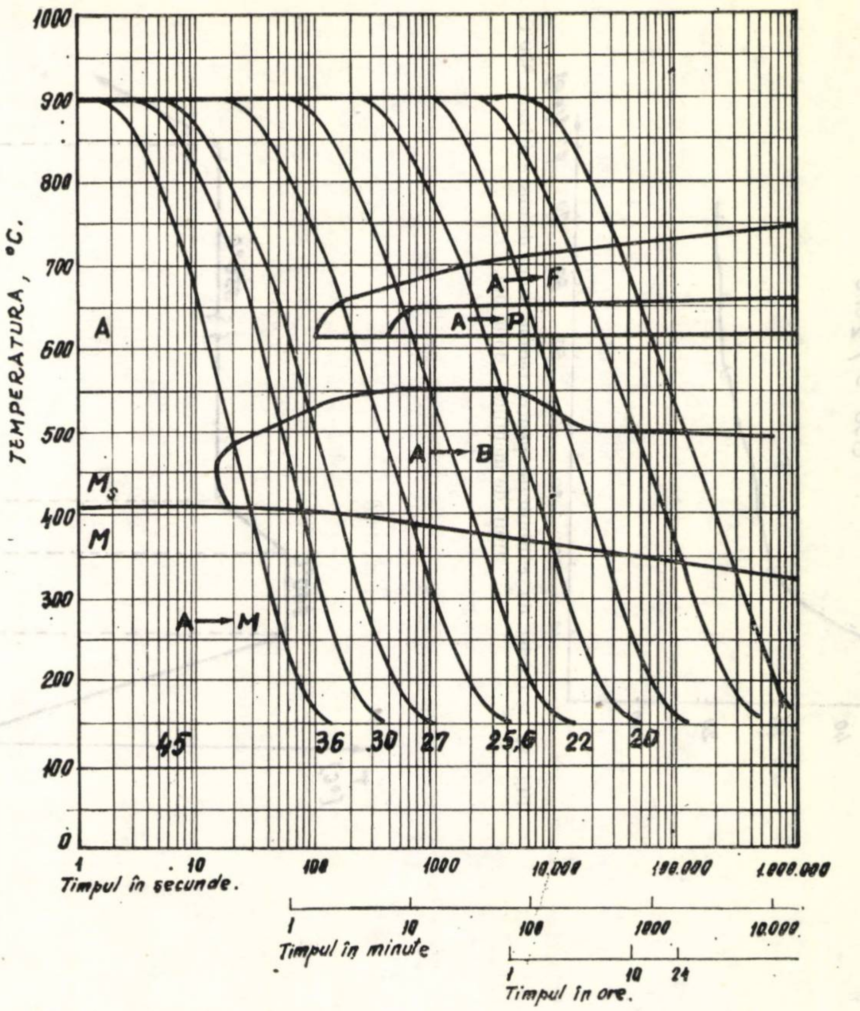


Fig. 4. — Diagrama descompunerii anizoterme a austenitei subrăcite.

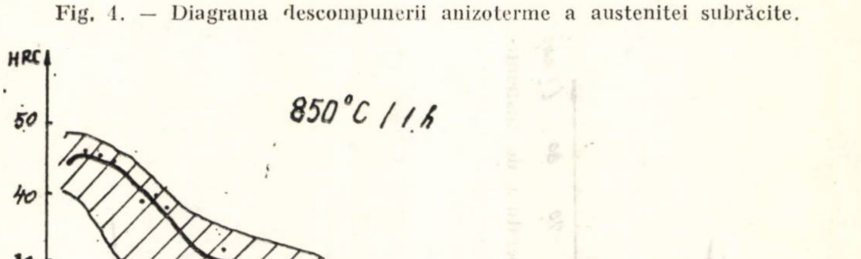


Fig. 5. — Curba de călibilitate pentru temperatura de austenitizare 850°C.

Creşterea timpului de menţinere pentru austenitizare nu modifică sensibil aspectul curbei de călibilitate, fapt ce poate fi constatat din figura 8 în care este dată variaţia durităţii pe lungimea probei de călire frontală austenitizată, timp de două ore la 850°C.

După cum s-a arătat, proporţia de austenită reziduală a fost determinată pe cale magnetică utilizînd metoda balistică prin smulgerea probei din cîmpul magnetic, varianta cu etalon. Proba etalon a fost tratată astfel încît să se asigure în structură o proporţie practic nulă de austenită reziduală. Ciclul de tratament termic aplicat etalonului este dat în figura 9.

Probele în studiu au fost supuse unor tratamente termice după regimuri care să permită

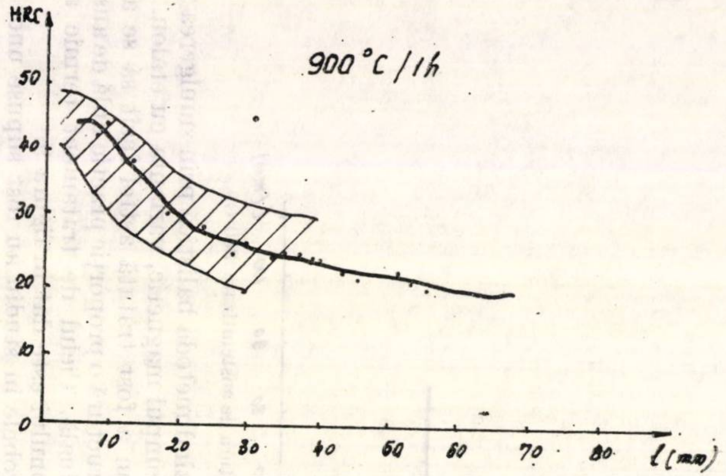


Fig. 6. — Curba de călibilitate pentru temperatura de austenitizare 900°C.

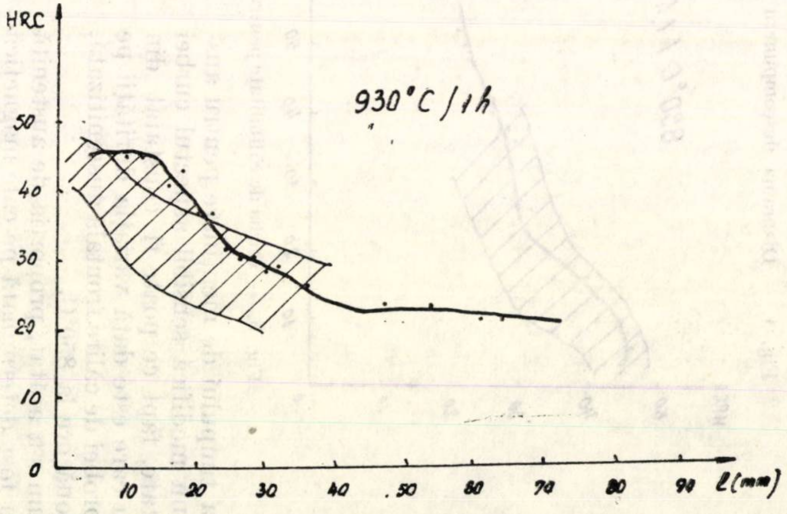


Fig. 7. — Curba de călibilitate pentru temperatura de austenitizare 930°C.

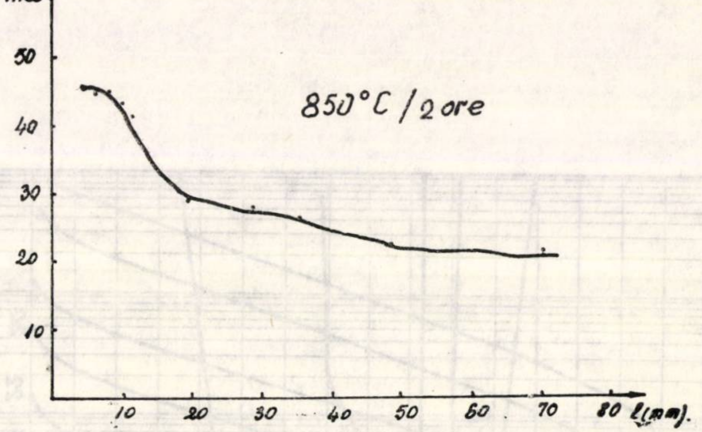


Fig. 8. — Curba de călibilitate pentru temperatura de austenitizare 850°C, timp de menţinere două ore.

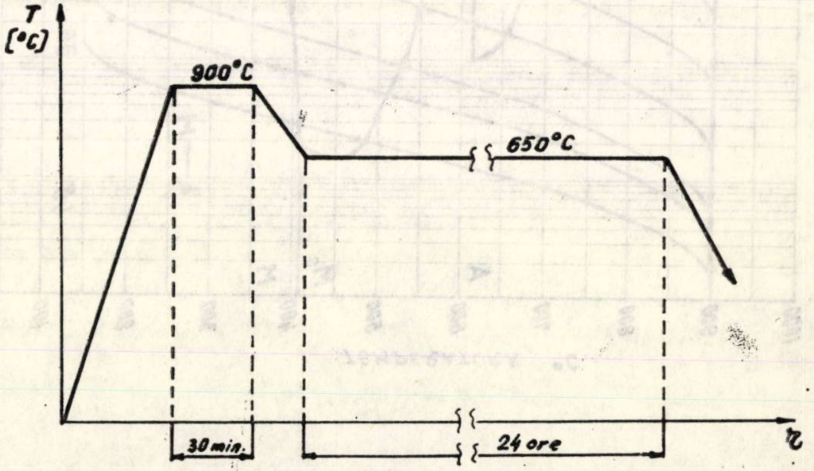


Fig. 9. — Regimul de tratament aplicat probei utilizate ca etalon la determinarea proporţiei de austenită reziduală în probele cercetate.

stabilirea influenţei vitezei de răcire a mediului de călire asupra proporţiei de austenită reziduală. Astfel, toate probele au fost austenitizate timp de 20 minute la 900°C, după care unele probe au fost călite în ulei, iar altele în apă. Rezultatele determinărilor (media pe trei probe) sînt date în tabelul 3.

Tabelul 3

Proba	Secţiunea, S [mm²]	Deviaţia galvanometrului balistic, α [mm]	α/S	Proporţia de austenită reziduală %
Etalon	29,224	143,50	4,91	—
Călire în ulei	28,407	131,20	4,618	5,94
Călire în apă	28,405	135,50	4,770	2,85

Datele din tabelul 3 arată că micşorarea vitezei de răcire (trecerea de la răcire în apă la răcire în ulei) duce la o creştere a proporţiei de austenită reziduală dela 2,85% la 5,84%. Acest fapt prezintă importanţă în special în cazul pieselor cu grosimi mari, la care în miez pot apare (datorită vitezelor mai mici de răcire) secţiuni cu un conţinut ridicat de austenită reziduală care — la revenire înaltă (550—600°C) se transformă integral în perlită mărind fragilitatea oţelului. În astfel de cazuri influenţa negativă a austenitei reziduale poate fi micşorată printr-o revenire joasă la 300°C, cînd austenita se transformă în bainită inferioară, urmată de revenire la 550°C — 600°C.

Concluzii

1. Oţelul studiat, la temperaturi superioare lui 810°C este complet austenitizat.

2. Chiar la viteze mici de răcire (2,8% C/minut) în structură apar constituenţi de tip intermediar.

3. Diagramele cineticii descompunerii izoterme şi anizoterme a austenitei subrăcite prezintă o perioadă de incubaţie la cotul bainitic de 6 respectiv 16 secunde ceea ce indică o călibilitate scăzută a oţelului studiat, fapt care poate crea dificultăţi la tratamentul de călire în special în cazul pieselor cu secţiune mare.

4. Oţelul studiat are, pînă la temperatura de 900°C, un grăunte austenitic fin, granulaţia crescînd destul de mult peste această temperatură şi ajungînd la punctaj 2 pentru temperatura de 1000°C.

5. Comparînd rezultatele cercetării pentru stabilirea călibilităţii cu cele efectuate pentru determinarea susceptibilităţii la supraîncălzire, se observă că la temperaturile la care adîncimea de pătrundere a călirii este mai mare (900—930°C) granulaţia austenitică este grosolană şi neuniformă, ceea ce are o influenţă negativă asupra proprietăţilor de tenacitate. De aceea se pare că pentru oţelul studiat temperatura de austenitizare trebuie să fie cuprinsă între 860—880°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Geru, N.*: Instalaţie completă pentru studiul materialelor metalice în cîmpuri magnetice. Metalurgia 2, 1970

[2] *Popov, M.*: Izotermiceskie diagrami raspada pereohlajdenovo austenita, Maşghiz, Moscova, 1963.

[3] * * * Metallovedenie i termiceskaia obrabotka spravocinic, Metallurghizdat, 1956.

[4] *Geru, N., Ursache, M., Chircă, D.*: Cercetări roentgenostructurale asupra transformărilor care se produc la călirea şi revenirea oţelurilor de construcţii Cr- Ni- Mo. Studii şi cercetări de metalurgie, tom. 16, 2, 1971.

CZ: 621.78

Aplicarea tratamentelor termice de detensionare la construcţiile sudate

Ing. Dumitru **PASCU**, ing. Dumitru **ŞTEFAN** — Intreprinderea de maşini grele — Bucureşti

Dezvoltarea continuă a industriei chimice şi a celei energetice a condus la necesitatea realizării unor construcţii sudate cu dimensiuni din ce în ce mai mari şi cu condiţii de calitate superioare. Realizarea unor astfel de utilaje ridică numeroase probleme tehnice. În general produsele sudate se realizează din părţi componente avînd caracteristicile mecanice şi structurale obţinute în prealabil. După executarea fiecărei îmbinări sudate se face un tratament termic de detensionare, tratament menit să diminueze tensiunile introduse în timpul sudurii. Tehnologiile de execuţie ale unor astfel de produse trebuie să conducă, prin indicarea unor materiale de bază şi de aport, a unor regimuri de sudare şi a unor condiţii de preîncălzire şi detensionare, la obţinerea unor caracteristici ale îmbinărilor sudate la nivelul caracteristicilor materialului de bază, fără a se apela la tratamente termice ulterioare. Utilizarea unei tehnologii care indică tratament de calitate după sudură, în special în cazul unui produs mare, reprezintă o soluţie costisitoare, care poate conduce la obţinerea unor produse necorespunzătoare dimensional şi calitativ.

Printre problemele tehnice apărute ca urmare a realizării unui număr din ce în ce mai mare de produse sudate şi detensionate, cea mai controversată pînă în prezent o constituie fisurarea la detensionare a structurilor sudate (stress relief cracking). În numeroase cazuri după terminarea sudurii, controalele nu au pus în evidenţă fisuri în suduri şi în zona de influenţă termică (Z.I.T.). Controalele efectuate după

detensionarea produselor au depistat fisuri, în special în Z.I.T. Produsele au fost reparate și redetensionate. Au fost găsite din nou fisuri, ele fiind situate tot în aceleași zone. Acest fenomen repetîndu-se s-a ajuns ca în anumite cazuri produsul să fie livrat fără tratament de detensionare. În alte cazuri au fost modificate atît diagramele de detensionare cît și materialele de adaos și tehnologiile de sudare. Produsele au fost complet resudate și detensionate, controalele efectuate atestînd o bună calitate a lor. Structurile avariate au fost realizate din oțeluri avînd rezistența la rupere cuprinsă între 42 și 75 daN/mm² [1, 2]. Pentru explicarea acestui fenomen au fost imaginate o serie de mecanisme, dintre care cel mai complet pare a fi descris în lucrările susmenționate și în [3]. La sudarea oțelurilor slab aliate apare în Z.I.T. o cantitate mai mare sau mai mică de austenită reziduală, funcție de tipul oțelului și de regimul termic al procedeului de sudare. În această stare, austenita reziduală prezentă nu este periculoasă, ea avînd o bună plasticitate. La detensionare, deci la temperaturi cuprinse în intervalul 500–590°C, din austenita reziduală precipită carburi fine ale elementelor de aliere, austenita descompunîndu-se în final, în ferită și perlită. Carburile precipitate conduc la o scădere importantă a plasticității, deci la o structură fragilă. Tensiunile datorate procesului de sudare se atenuează, în cea mai mare parte, prin detensionare. În anumite zone, cu toată detensionarea efectuată, rămîn tensiuni (de întindere) cu valori relativ mari. În aceste zone, dacă deformarea produsă de tensiunile rămase depășește plasticitatea zonei apar fisuri (de detensionare). Mecanismul produs este, se pare, destul de aproape de realitate. El ar trebui să conducă la stabilirea unor tehnologii de sudare care să permită obținerea unor cantități minime de austenită reziduală. Dar cantitatea de austenită reziduală este în funcție de foarte mulți factori printre care amintim : regimul de sudare, grosimea elementelor îmbinate, compoziția chimică a oțelului, viteza de răcire și alții. Acești factori fac, practic, imposibilă găsirea unor relații cantitative care să asigure, în mod riguros, realizarea unor îmbinări lipsite cert de fisuri de densionare. În această situație au fost puse la punct diferite metode practice pentru determinarea tendinței de fisurare la detensionare, metode ce trebuie aplicate în fiecare caz particular.

Deoarece și în I.M.G.B. se realizează produse care după asamblarea prin sudură, suferă numai un tratament de detensionare și ținînd cont că produsele realizate sînt de o mare importanță și complexitate, s-a pus problema verificării mecanismelor propuse pentru acest fenomen, eventual găsirea unuia mai aproape de realitate și punerea la punct a unei metode experimentale de determinare a tendinței de fisurare la detensionare.

Pentru o primă etapă, determinările de laborator s-au axat pe îmbinări caracteristice unor produse sudate și anume : table din oțel WSB-62(15 Ni Cu Mo Nb 5-W1. 6368) sudate cu sîrma Cu Ni 1 și flux P 230. Două plăci cu grosimea de 115 mm din oțelul amintit au fost îmbinate prin sudare, realizîndu-se o placă de probă (fig. 1). Analiza chimică a elementelor îmbinării este dată în tabelul 1.

Tabelul 1

%	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
MB 1	0,18	0,37	1,02	0014	0007	0,60	1,20	0,21	0,42
S	0,04	0,34	1,46	0019	0020	0,67	1,14	0,05	0,52
MB 2	0,18	0,37	1,02	0014	0007	0,58	1,20	0,21	0,415

MB – metalul de bază
S – materialul de sudură

După cum se vede (fig. 2), îmbinarea prezintă o sudură multistrat cu o repartiție corectă a straturilor de sudură și fără defecte semnalabile.

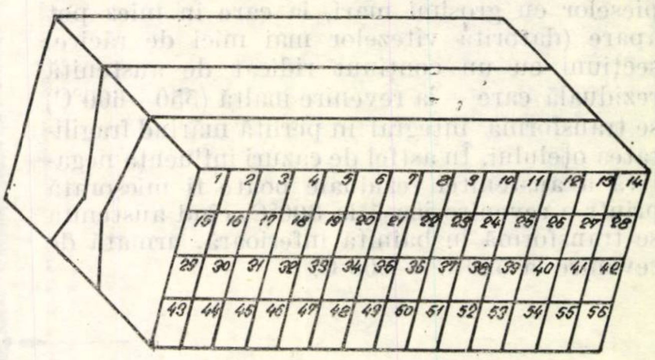


Fig. 1. Placa de probă

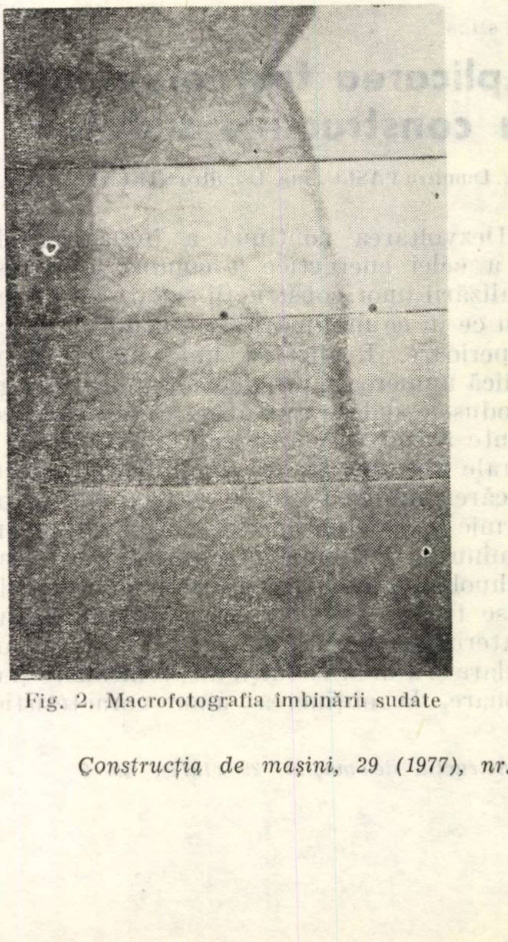


Fig. 2. Macrofotografia îmbinării sudate

Încercările efectuate pe îmbinare au stabilit următoarele caracteristici mecanice :

σ_r îmbinare : 70,5 şi 67,6 daN/mm²
KV sudură : 6,1 ; 4,9 ; 8,5 ; 4,0 ; 7,8 ; 5,0 ; 4,5 ; 7,8 ; 6,9 ; 9,0 ; daJ/cm²
îndoiri la 180° : 2 bucăţi corespund.

După cum se vede caracteristicile de rezistenţă sînt corespunzătoare (W.I.6368 prescrie pentru WSB 62 la grosimi cuprinse între 100 şi 125 mm valoarea $\sigma_r = 61 \ldots 76$ daN/mm²) în timp ce valorile rezilienţelor sînt la un nivel relativ scăzut. Placa de probă a fost debitată conform figurii 1, din bucăţile rezultate executîndu-se probe de tracţiune la cald, de relaxare şi de fluaj.

Cea mai întîlnită situaţie reală la care apare fenomenul de relaxare o reprezintă asamblările prin şuruburi a unor piese care lucrează la cald. Deşi iniţial şuruburile sînt prestrînse cu o anumită forţă, după un timp mai lung sau mai scurt (în funcţie de tipul oţelului folosit, de temperatura de lucru şi de forţa de prestrîngere), se constată o micşorare importantă a forţei de strîngere, fără a fi pusă în evidenţă o creştere semnificativă a lungimii şuruburilor. Şuruburile se relaxează, adică la o temperatură şi la o alungire iniţială constantă, cu trecerea timpului, forţa iniţială scade. Scăderea forţei (deci a tensiunilor) — caracteristică principală a acestui fenomen — constituie principala cale pe care se micşorează tensiunile în piese la aplicarea recoacerilor de detensionare. Fenomenul de relaxare se produce prin migraţii ale limitelor grăunţilor şi prin fluajul unor grăunţi individuali. Încercarea de relaxare se efectuează pe maşini specializate, prin aplicarea unei forţe iniţiale care să conducă la o anumită alungire (la o temperatură anumită, constantă) şi prin urmărirea scăderii forţei (alungirea rămînînd constantă).

Fenomenul de fluaj este foarte des întîlnit în practică, el apărînd acolo unde există solicitări de lungă durată şi temperaturi relativ înalte ($\geqslant T_{top} : 2$). Prin fluajul local, aşa cum a fost menţionat mai sus, se produce şi reducerea tensiunilor termice, structurale şi de prelucrare din diferite piese sau îmbinări sudate (deci detensionarea). Şi încercarea de fluaj se efectuează pe maşini specializate, prin aplicarea unei forţe iniţiale constante la o temperatură constantă. Se urmăreşte variaţia în timp (creşterea) a lungimii probei pînă la obţinerea unei alungiri de 0,2 % ÷ 1 % sau chiar pînă la rupere.

În continuare vor fi prezentate rezultatele obţinute în laborator :

1. Au fost executate încercări de tracţiune la diferite temperaturi, avînd la fiecare probă cordonul de sudură la mijlocul probei. Temperaturile de încercare, marcajul probelor (la fiecare temperatură au fost încercate cîte 4 probe reprezentînd toată grosimea plăcii) şi caracteristicile obţinute sînt trecute în tabelul 2.

Tabelul 2

540°C					560°C					580°C					600°C					620°C				
Nr. pr.	σ_c daN/mm²	σ_r daN/mm²	δ_{10} %	z %	nr. pr.	σ_c daN/mm²	σ_r daN/mm²	δ_{10} %	z %	nr. pr.	σ_c daN/mm²	σ_r daN/mm²	δ_{10} %	z %	nr. pr.	σ_c daN/mm²	σ_r daN/mm²	δ_{10} %	z %	nr. pr.	σ_c daN/mm²	σ_r daN/mm²	δ_{10} %	z %
1	36,9	40,7	11,0	76	2	36,9	38,9	10,0	75,1	3	31,8	34,4	15,1	77,9	4	28,0	29,3	11,2	77,2	7	26,1	29,3	16,5	80,6
15	39,5	44,0	10,2	72,1	16	36,3	39,3	13,8	75,1	17	29,9	33,8	11,1	75,1	18	29,9	31,8	11,1	74,1	21	24,8	26,8	11,5	87,0
29	38,5	42,3	11,11	75,1	30	38,1	41,7	12,1	70,0	31	34,4	38,2	11,1	70,0	32	34,4	35,7	11,8	66,5	35	25,5	27,4	8,5	79,7
43	36,9	42,6	11,2	76,4	44	34,4	38,2	13,6	76,9	45	31,5	35,4	16,6	79,7	46	26,8	28,7	19,7	75,1	49	24,2	26,8	18,1	78,8

Din tabelul 2 se desprinde o primă concluzie şi anume : la temperatura de 580°C (temperatură folosită în general la detensionarea produselor sudate) există o mare variaţie a rezistenţei de rupere pe grosimea cordonului de sudură şi anume valori cuprinse între 33,8 şi 38,2 daN/mm²

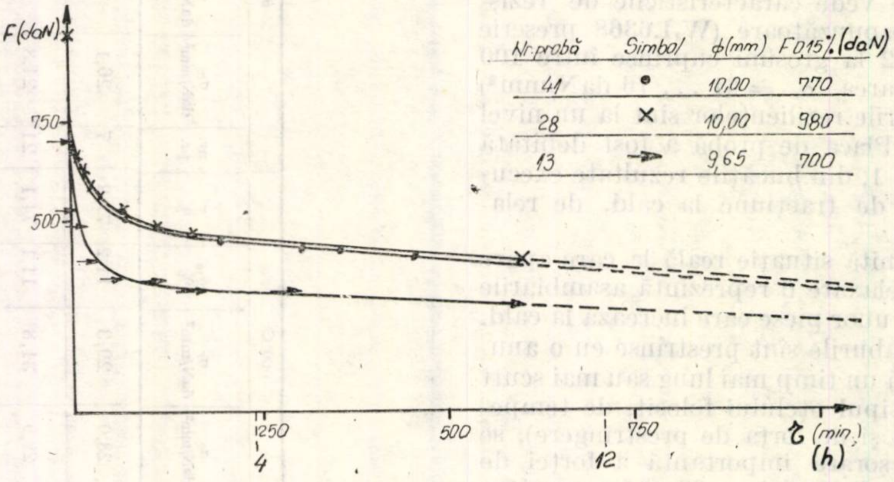


Fig. 3. Curbe de relaxare la 580°C

2. Au fost efectuate încercări de relaxare cu următorii parametri : 580°C şi 0,15% alungire iniţială. Alura curbelor de relaxare este dată în figura 3. După cum este uşor de văzut, după 180 de minute, forţa iniţială aplicată pe epruvetă scade pînă la 50%. Continuarea încercării pune în evidenţă faptul că prelungirea menţinerii la 580°C (chiar pînă la 20 de ore) mai conduce la scăderea forţei aplicate cu numai circa 10%. Forţa rămasă neanulată reprezintă, în unele cazuri, 6 daN/mm².

3. Au fost efectuate încercări la fluaj la 580°C şi cu diferite sarcini. Parametrii încercărilor sînt trecuţi în tabelul 3.

Trebuie menţionat că toate probele de fluaj încercate s-au rupt în ZIT şi anume lîngă MB. Încercările efectuate cu sarcini de 20 şi 15 daN/mm² au condus la durate (pînă la rupere) foarte scurte şi extrem de diferite pe grosimea cordonului. Deosebit de semnificative considerăm a fi încercările efectuate cu sarcina de 10 daN/mm². Faptul că la această sarcină mică duratele pînă la rupere sînt de numai 76 şi 87 de ore pentru anumite zone, împreună cu ruptura sistematică în ZIT, demonstrează că în zona de influenţă termică apar structuri cu caracteristici foarte scăzute de fluaj (şi cu plasticităţi extrem de reduse). Este de menţionat faptul că pe probele de fluaj, în timp ce sudura nu s-a deformat, materialele de bază s-au alungit ; ZIT-ul nerupt s-a gîtuit apreciabil.

4. Au fost efectuate analize macroscopice şi microscopice. Analiza macroscopică a fost amintită (fig. 2). Microfotografia materialului de bază (v. fig. 4) arată o structură ferito-perlitică în şiruri cu granulaţie fină. Figura 5 prezintă structura ZIT-ului exact lîngă MB. Este vorba de o structură ferito-perlito bainitică, unii din grăunţii de ferită avînd precipitări de carburi. În figura 6 (făcută în zona în care de regulă se produce ruperea prin fluaj şi în care apar şi fisurile de detensionare) este pusă în evidenţă o structură feritobainitică, cu o proporţie de circa 60–70 % ferită. Bainita este prezentă sub forma de bainită superioară. Pe limitele grăunţilor sînt de remarcat precipitări accentuate de carburi. Imaginea a fost făcută la aproximativ 1,5 mm de la începutul ZIT-ului . În figura 7 este pusă în evidenţă structura sudurii.

Tabelul 3

+580°C		20daN/mm²		15daN/mm²				10 daN/mm²				7,5 K daN/mm²			
nr. pr.	timp pînă la rupere (ore)	δ %	z %	nr. pr.	timp pînă la rupere (ore)	δ %	z %	nr. pr.	timp pînă la rupere (ore)	δ %	z %	nr. pr.	timp pînă la rupere (ore)	δ %	z %
9	16	2,8	10,2	11	5	2,4	58,0	12	87	3,9	8,0	6	204	8,9	20,0
23	20	1,7	37,8	25	38	2,5	30,0	26	165	3,1	33,0	20	275	13,5	22,8
37	19	8,3	36,3	39	39	2,2	6,2	40	76	2,3	6,2	34	350	4,3	18,0
51	20	8,4	36,3	53	19	2,2	10,1	54	155	1,0	15,6	48	324	12,4	19,3

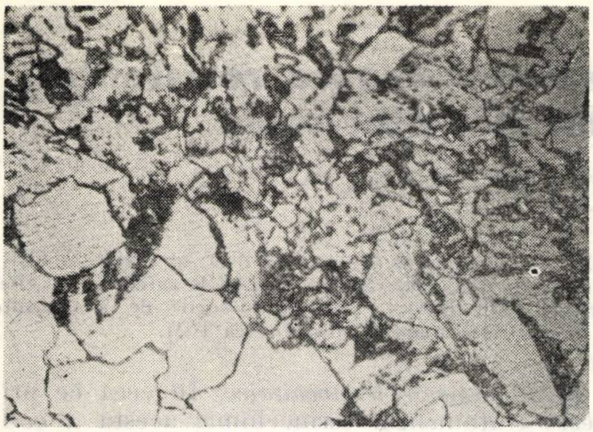


Fig. 4. Microstructura metalului de bază (MB) × 1250

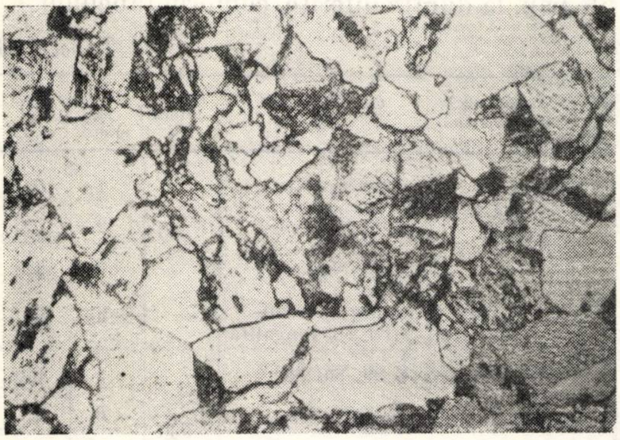


Fig. 5. Microstructura la începutul zonei de influență (ZIT) × 1250

Atît din literatură cît și din cercetările noastre, pentru oțelurile slab aliate ferito-perlitice așa cum este în cazul nostru, structura cea mai puțin corespunzătoare la fluaj este alcătuită din ferită și bainită (o importanță deosebită avînd-o cantitatea de ferită).

5. Au fost executate durități HV5 pe toate zonele :

HB	ZIT	S	ZIT	MB
188–205	225–280	210–235	232–274	193–215

Concluzii desprinse din încercările și analizele efectuate

a. Pe grosimea îmbinării sudate există o mare variație a rezistenței de rupere la cald pentru toate temperaturile.

b. Menţineri de peste 4 ore la temperatura de detensionare (580°C) nu sînt justificate.

c. Menţineri prelungite la temperatura de detensionare pot conduce la apariţia unor fisuri („de detensionare") în ZIT în special atunci cînd există concentratori de tensiune (incluziuni, micropori, microfisuri). Predilecţia acestor fisuri pentru o zonă anumită din ZIT se explică prin existenţa unei structuri cu plasticitate redusă şi ale cărei caracteristici de fluaj scad foarte rapid cu timpul, fluajul fiind mecanismul prin care se produce reducerea tensiunilor la detensionare. Atunci cînd se ajunge la situaţia ca tensiunile rămase să depăşească rezistenţa la fluaj este normal să apară fisuri.

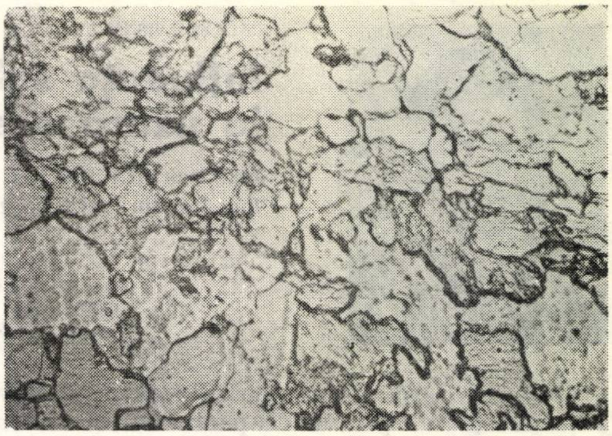


Fig. 6. Microstructura la 1,5 mm în zona de influență termică (ZIT) × 1250

Fig. 7. Microstructura cordonului de sudură × 1250

Cele stabilite mai sus impun următoarele constatări pentru practică :

— pentru fiecare tip de îmbinare trebuie stabilită o tehnologie de sudare care să conducă la structuri optime atît în sudură cît și în ZIT (optime atît pentru caracteristicile obișnuite cît și pentru fluaj) ;

— tratamentul de detensionare trebuie să prescrie o menținere la 580°C timp de 4 ore. Menţineri prelungite sau repetări numeroase ale acestui tratament termic sînt contraindicate, aceasta atît din motive economice (combustibili) dar, în special, pentru a nu permite apariția fisurilor de detensionare. In acest scop este indicată folosirea unor instalații de detensionare locală, care să asigure o repartizare cît mai uniformă a temperaturii și grosimea îmbinărilor ;

— la stabilirea fiecărei noi tehnologii de sudare, este indicat să se facă o cercetare amănunțită a structurilor rezultate, cuplată cu verificări de fluaj și relaxare la temperatura de detensionare prevăzută, sau aplicarea unor cicluri de sudare simulate pe epruvete de tracțiune pentru aprecierea tendinței de fisurare la detensionare cum recomandă [4].

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sălăgean, T., Moraru, S., Subu, T.* : Fisurarea la detensionare a structurilor sudate din oțel. Conferința de sudură — Timișoara 6 — 8 sept 1971.

[2] * * * : Documentul I.I.S.x — 638 — 71, citat în [1].

[3] *Lancester, J.F.* : The Metallurgy of Welding, Brazing and Soldering — 1970.

[4] *Provost, W.* : Effectes of stress relief heat treatement on the toughness of welded join ts of some high quality pres sure vessel steels — ianuarie 1970.

CZ : 6 69.14.018.252.3

Influența sulfocianurării asupra rezistenței la uzură a sculelor din oțel rapid

Ing. Ioan **GIACOMELLI** – Universitatea – Brașov
Ing. Leontin **DRUGĂ** – I.C.P.T.S.C. – Buc.

Ing. GIACOMELLI IOAN, născut la 30 iunie 1939, absolvent al Institutului politehnic Brașov în anul 1962. Șef de lucrări la catedra de Utilaj Tehnologic a Universității din Brașov, predînd cursurile de Tratamente termice și Studiul metalelor. Doctorand în specialitatea TCM.

Oțelurile rapide, caracterizate prin proprietăți deosebite, privind capacitatea de tăiere folosite la confecționarea sculelor așchietoare sînt în același timp aliaje scumpe datorită conținutului ridicat în elemente deficitare ca W, Mo, Co, V. Se impune în mod deosebit găsirea unor căi care să ducă la creșterea durabilității sculelor, la creșterea timpului de utilizare între două ascuțiri. O astfel de posibilitate o oferă tratamentele termochimice.

Încercările efectuate de către autori s-au făcut pe trei mărci de oțeluri rapide, și anume : Rp 3, Rp 5 precum și Rp 9 în curs de asimilare. În tabelul 1 se arată cmpoziția chimică a acestuia din urmă :

Tabelul 1

Marca oțelului	Compoziția chimică, în %									
	C	W	Cr	V	Mo	Mn	Si	Ni	P max.	S max.
Rp 9	1,0 1,1	7,5 9,0	4,7 4,9	1,8 2,2	1,8 2,2	0,2 0,4	0,2 0,4	max. 0,4	0,025	0,02

Incercări experimentale

Din oțelurile arătate mai sus, s-au confecționat epruvete pentru studiul structurii și pentru determinarea rezistenței la uzură. Aceste epruvete au fost supuse tratamentelor termice și termochimice, după cum se arată în continuare.

a) *Tratamente termice.* Regimurile de tratament termic aplicate epruvetelor sînt indicate în tabelul 2.

Tabelul 2

Nr. crt.	Marca oțelului	Temperatura de austenitizare °C	Temperatura treptei °C	Temperatura revenirilor °C	Duritatea HRC
1	Rp 3	1260	560	560...570	62
2	Rp 5	1190	560	560...570	62,3
3	Rp 9	1190	560	560...570	63,5

De la temperatura de austenitizare s-a efectuat o călire în trepte. La temperatura treptei, realizată într-o baie de săruri, probele s-au menținut un timp necesar uniformizării temperaturii pe secțiune. În continuare răcirea s-a efectuat în aer. După călire s-au efectuat două reveniri de cîte o oră fiecare.

b) *Tratamente termochimice.* În ceea ce privește tratamentul termochimic acesta a constat dintr-o sulfocianurare, în două compoziții ale băii, la durate diferite, conform tabelului 3.

Tabelul 3

Nr. crt.	Denumirea tratamentului	Compoziția băii %	Temperatura °C	Simbolul probei	Durata h
1	Sulfocianurare (baia 1)	37,29 NaCNO	560	1	0,5
		26,46 NaCN		2	1
		36,25 Na_2CO_3		3	1,5
		la care s-a adăugat 1,5 % rongalită		4	2
2	Sulfocianurare (baia 2)	37,29 NaCNO	560	5	0,5
		26,46 NaCN		6	1
		36,25 Na_2CO_3		7	1,5
		la care s-a adăugat 3 % rongalită		8	2

Sulfocianurările au fost efectuate într-un cuptor electric cu creuzet, acesta avînd dimensiunile Ø 350 × 600 mm. Măsurarea și reglarea temperaturii s-au făcut cu termocuplu cromel – alumel și milivoltmetru termoregulator. Temperatura s-a menținut constantă cu o abatere etc. ± 3°C.

c) *Microstructuri și proprietăți realizate.* Structura probelor tratate a fost studiată atît în miez cît și în straturile superficiale. În figurile 1...3 sînt redate microstructurile materialului

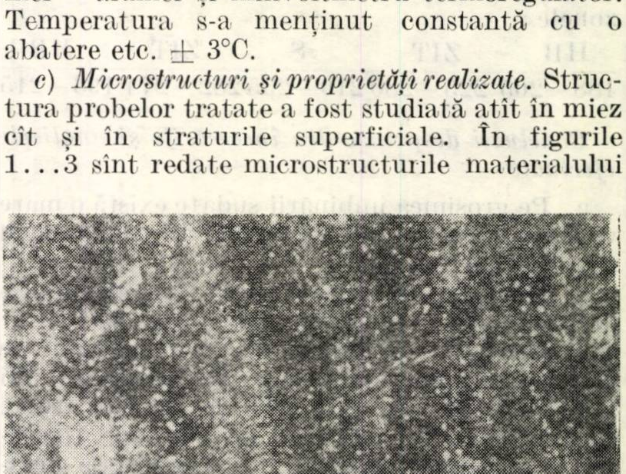


Fig. 1. : Oțel Rp 3. Structura materialului de bază. Atac Nital. 300 : 1

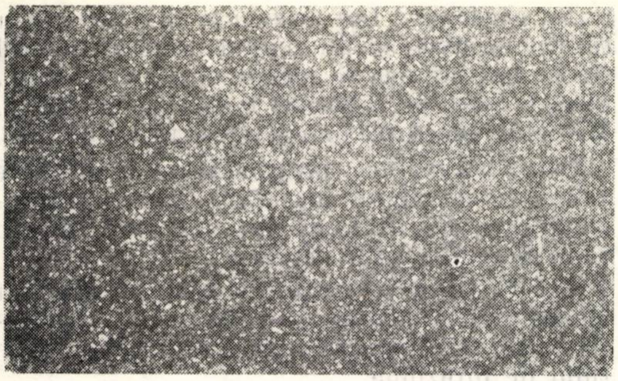


Fig. 2. : Oţel Rp 5. Structura materialului de bază. Atac Nital. 300 : 1

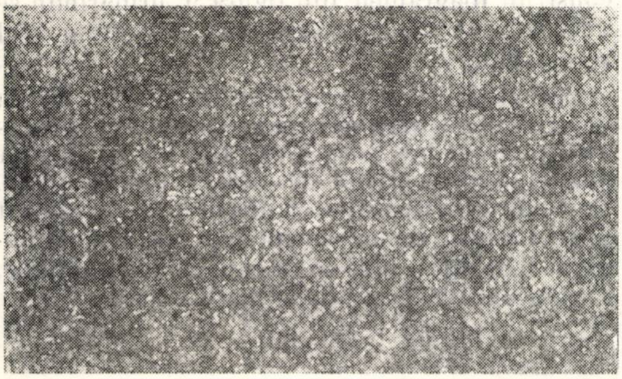


Fig. 3. : Oţel Rp 9. Structura materialului de bază. Atac Nital. 300 : 1

de bază pentru cele 3 oţeluri. Se observă că acestea sînt formate din martensită, austenită reziduală şi carburi. Austenita reziduală este în cantitate mică, iar carburile sînt uniform repartizate, cu o uşoară tendinţă de dispunere în şiruri, aceasta datorită folosirii la confecţionarea epruvetelor a unor semifabricate laminate.

Microstructurile straturilor de difuzie sînt arătate în figurile de mai jos. Se observă

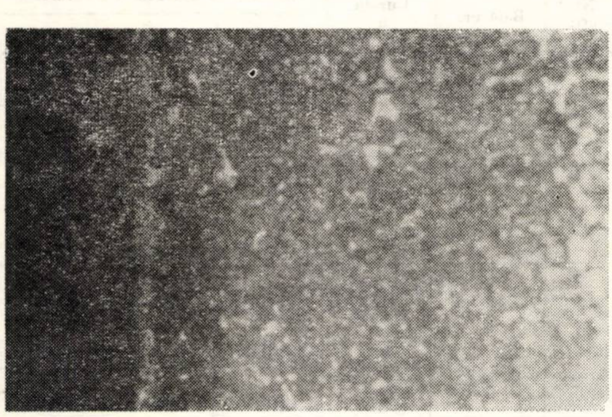


Fig. 4. : Oţel Rp 3. ; proba 3. Structura stratului sulfocianurat. Atac Nital. 1000 : 1

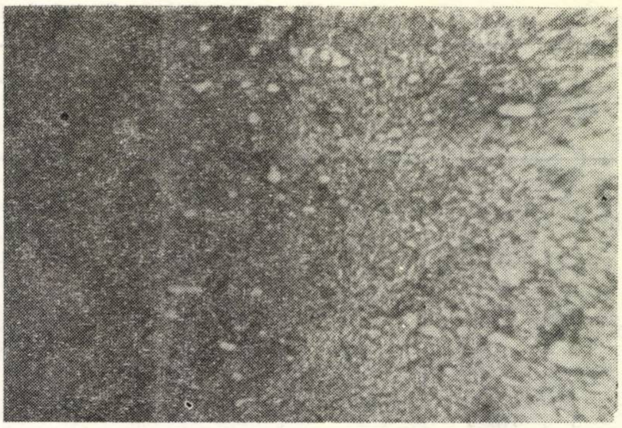


Fig. 5. : Oţel Rp 5, proba 4. Structura stratului sulfocianurat. Atac Nital. 1000 : 1

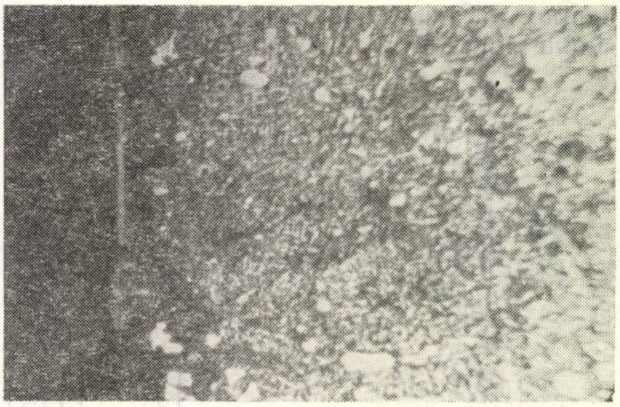


Fig. 6. : Oţel Rp 9, proba 6. Structura stratului sulfocianurat. Atac Nital. 1000 : 1

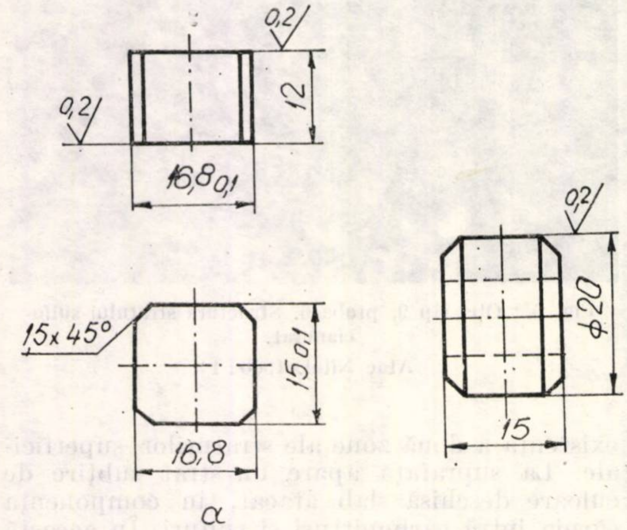
existenţa a două zone ale straturilor superficiale. La suprafaţă apare un strat subţire de culoare deschisă slab atacat, în componenţa căruia intră carbonitruri şi sulfuri. În această zonă există un strat foarte subţire de sulfuri deasupra stratului de carbonitruri. Urmează apoi un strat de grosime mai mare, atacat mai intens de reactivi, format din carburi, nitruri şi carbonitruri ale elementelor de aliere foarte fin dispersate în masa metalului de bază. Grosimea totală a stratului de difuzie depinde de durata de menţinere la tratamentul termochimic, după cum rezultă şi din micrografiile prezentate.

În tabelul 4 se indică cîteva valori ale microdurităţilor măsurate în miez şi în strat. Microdurităţile s-au măsurat în masa metalică de bază, în aglomerările de carburi şi în stratul superficial. Se observă că acesta din urmă are durităţi mai mari ca ale miezului. Diferenţa de duritate nu este prea mare, creşterea rezistenţei la uzură datorîndu-se şi unui coeficient de frecare mai mic realizat de stratul superficial la solicitarea de uzură în contact cu alte metale.

Tabelul 4

Nr. crt.	Marca oțelului	Microduritatea $HV_{0,1}$		
		Miez		Strat
		Material de bază	Carburi	
1	Rp 3	814	1190	946
		784	1230	922
2	Rp 5	922	1560	1010
		794	1250	1010
3	Rp 9	900	1200	860
		692	1410	960

d) Incercarea la uzură. Pentru încercarea la uzură s-au folosit epruvete de forma și dimensiunile din figura 7.



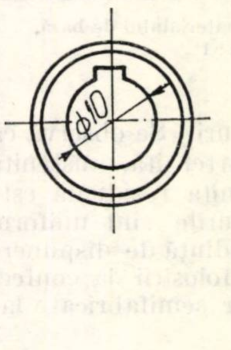


Fig. 7. : Schița epruvetei (a) și a rolei (b) pentru încercarea la uzură.

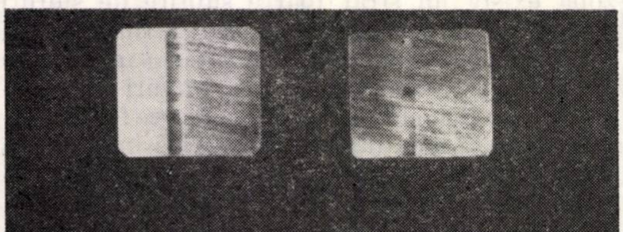


Fig. 8. : Modul de apariție a uzurii pe epruvetele încercate.

După cum se observă epruveta de încercare la uzură reprezintă sabotul, din cuplul supus încercării. Rola a fost confecționată din oțel Rp 3 tratat clasic, și a fost aceeași pentru încercarea tuturor epruvetelor. În timpul încercării sabotul stă pe loc, iar rola se rotește cu 1700 rot/min., fiind presată pe sabot cu o sarcină de 630 g. Mediul de încercare folosit a fost uleiul SR 211.

Uzura s-a măsurat prin pierderea în greutate a epruvetei supusă încercării. Datorită abraziunii din timpul încercărilor, pe sabot apare o zonă de uzură, ca în figura 8.

Avînd în vedere condițiile în care s-a efectuat încercarea, adîncimea urmei de uzură este relativ mică, neajungîndu-se la străpungerea stratului de difuziune.

În tabelul 5 se indică valorile obținute la aceste încercări.

Folosind datele din tabelul de mai sus s-au construit diagramele din figura 9, urmărindu-se influența duratei de menținere la tratamentul termochimic.

Se constată că în cazul folosirii băii 1 ca mediu de tratament termochimic, cele mai bune rezultate le-a dat durata de 1,5 ore menținere pentru toate mărcile de oțel rapid studiate. În cazul folosirii băii 2, uzura minimă a rezultat pentru durata de menținere de o oră. Prin îmbogățirea în sulf a băii de tratament termochimic, durata optimă scade de la 1,5 la 1 oră.

Tabelul 5

Nr. crt.	Baia nr.	Durata h	Pierderea în greutate a sabotului g		
			Rp 3	Rp 5	Rp 9
1	1	0,5	0,0009	0,0008	0,0012
		1	0,0013	0,0008	0,0007
		1,5	0,0007	0,0002	0,0003
		2	0,0010	0,0012	0,0011
2	2	0,5	0,0008	0,0005	0,0012
		1	0,00075	0,0002	0,0006
		1,5	0,0011	0,0008	0,0004
		2	0,0009	0,0007	0,0007

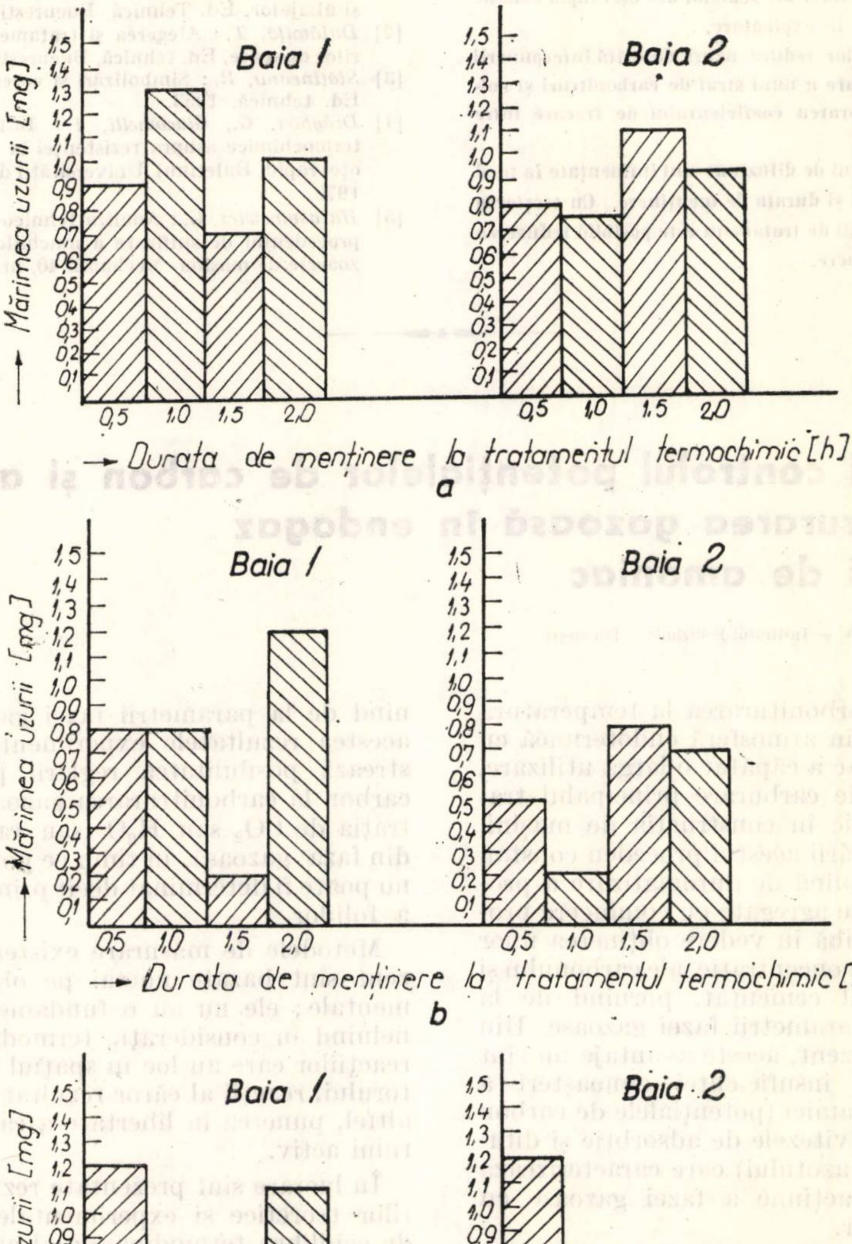


Fig. 9. : Mărimea uzurii epruvetelor din oţel rapid sulfocianurate la durate diferite.

a) pentru oţelul Rp 3
b) pentru oţelul Rp 5
c) pentru oţelul Rp 9

Concluzii

Tratamentele termochimice ale sculelor din oţel rapid conduc la creşterea durabilităţii în exploatare.

Sulfocianurarea sculelor reduce uzura datorită interpunerii între suprafeţele în frecare a unui strat de carbonitruri şi sulfuri, care duc la micşorarea coeficientului de frecare între suprafeţele în contact.

Caracteristicile stratului de difuziune sînt influenţate în mod direct de compoziţia băii şi durata de menţinere. Cu creşterea conţinutului în sulf al băii de tratament este posibilă reducerea duratei optime de menţinere.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Minkevici, A.* : Tratamentele termochimice ale metalelor şi aliajelor, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1968

[2] *Dulămiţă, T.* : Alegerea şi tratamentul termic al oţelurilor de scule, Ed. tehnică, Bucureşti, 1963.

[3] *Slătineanu, R.* : Simbolizări şi corespondenţe de oţeluri, Ed. tehnică, 1953.

[4] *Drăghici, G., Giacomelli, I.* : Influenţa tratamentelor termochimice asupra rezistenţei la uzură a sculelor din oţel rapid, Buletinul Universităţii din Braşov, vol. XVII, 1975.

[5] *Harasymowicz, G.* : Analiza tehnico-economică a folosirii procedeului de sulfizare a muchiilor aşchietoare la alezoarele de maşină, Mechanik 40, nr. 4, 1967.

CZ : 621.785.533

Reglarea şi controlul potenţialelor de carbon şi azot la carbonitrurarea gazoasă în endogaz cu adaosuri de amoniac

Dr. ing. Emil FLORIAN – Institutul Politehnic – Bucureşti

În ultimii ani carboniturarea la temperatură înaltă a oţelurilor în atmosferă endotermică cu adaosuri de amoniac a căpătat o largă utilizare, devenind alături de carburare principalul tratament termochimic în construcţia de maşini.

Avantajele utilizării acestui procedeu constau în posibilitatea deplină de automatizare a procesului şi crearea de agregate cu conducere programată, care să aibă în vedere obţinerea unor profile prescrise de concentraţie, ale carbonului şi azotului în stratul cementat, pornind de la marca de oţel şi parametrii fazei gazoase. Din păcate, pînă în prezent, aceste avantaje nu sînt utilizate, datorită insuficientei cunoaşteri a factorilor termodinamici (potenţialele de carbon şi azot) şi cinetici (vitezele de adsorbţie şi difuzie a carbonului şi azotului) care caracterizează condiţiile de interacţiune a fazei gazoase cu suprafaţa oţelurilor.

Unul din principalii factori determinaţi de această interacţiune îl constituie potenţialele termodinamice de carbon şi azot ale atmosferelor utilizate. În literatură există multe recomandări cu privire la măsurarea acestor potenţiale. În esenţă, aceste recomandări se referă la determinarea directă, fie prin analiză chimică a unor folii din fier Armco [1—5], fie prin măsurarea conductibilităţii electrice a unei sîrme subţiri din oţel extramoale (caz în care se determină concentraţia sumară a carbonului şi azotului).

În ceea ce priveşte controlul şi reglarea potenţialelor de carbon şi azot prin metode indirecte, există părerea [1] că atmosferele care conţin amoniac nu sînt în echilibru termodinamic, ceea ce nu permite conducerea procesului pornind de la parametrii fazei gazoase. Cu toate acestea rezultatele experimentale [6] demonstrează posibilitatea reglării potenţialului de carbon la carbonitrurarea gazoasă prin concentraţia de CO_2 sau H_2O (sau raportul P^2_{CO}/P_{CO_2}) din faza gazoasă, în timp ce potenţialul de azot nu poate fi determinat decît prin analiza chimică a foliilor.

Metodele de măsurare existente pînă în prezent sînt bazate numai pe observaţii experimentale; ele nu au o fundamentare teoretică, neluînd în consideraţie termodinamica tuturor reacţiilor care au loc în spaţiul de lucru al cuptorului, reacţii al căror rezultat îl constituie, de altfel, punerea în libertate a carbonului şi azotului activ.

În lucrare sînt prezentate rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale ale condiţiilor de echilibru termodinamic al atmosferelor controlate de tipul $CO-CO_2-H_2-H_2O-CH_4-N_2-NH_3$ utilizate la carbonitrurarea gazoasă cu austenita oţelurilor carbon, pe baza lor studiindu-se posibilităţile de reglare şi control ale potenţialelor de carbon şi azot prin măsurarea parametrilor fazei gazoase.

Calculul a fost efectuat pentru o compoziţie tip de endogaz (20 % CO ; 40 % H_2 ; 0,5 % CO_2 ; 0,6 % H_2O ; 0,2 % CH_4 ; N_2 rest) cu de 2,5 ; 5,0 ; 10 % amoniac la 830 şi 870°C după metodica prezentată în lucrarea [7]. El a constat din determinarea presiunilor parţiale ale componenţilor gazoşi ai atmosferei, prin rezolvarea sistemului de ecuaţii (1—6). În acest sistem sînt incluse ecuaţiile constantelor de echilibru ale reacţiilor de bază ce au loc între componenţii

amestecului cu azotul și carbonul din austenită (1 – 4) precum și două ecuații suplimentare evidente, care limitează sistemul (5 – 6).

$$K_1 = \frac{P_{CO_2} \cdot a_c^N}{P_{CO}^2} \qquad (1)$$

$$K_2 = \frac{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}}{P_{H_2O} \cdot P_{CO}} \qquad (2)$$

$$K_3 = \frac{P_{H_2}^2 \cdot a_c^N}{P_{CH_4}} \qquad (3)$$

$$K_4 = \frac{P_{H_2}^{3/2} \cdot a_N^c}{P_{NH_3}} \qquad (4)$$

$$\frac{P_{CO} + P_{CO_2} + P_{CH_4}}{P_{H_2} + P_{H_2O} + 2P_{CH_4} + \frac{3}{2} P_{NH_3}} = A \qquad (5)$$

$$P_{CO} + P_{CO_2} + P_{H_2} + P_{H_2O} + P_{CH_4} + P_{NH_3} = P \qquad (6)$$

unde :

P_{CO}, P_{CO_2} ... – presiunile parțiale ale CO, CO_2, etc.

a_c^N – activitatea termodinamică a carbonului în austenită în prezența azotului

a_N^c – activitatea termodinamică a azotului în austenită în prezența carbonului

A – raportul dintre suma carbonului și a hidrogenului în atmosfera inițială, care se menține constant în timpul desfășurării reacțiilor

P – presiunea totală a componenților sistemului fără a considera azotul.

Valorile numerice ale lui K_1, K_2, K_3 în funcție de temperatură au fost introduse în calcul conform datelor experimentale [8] iar K_4 conform datelor lucrării [9]. Pe baza rezultatelor lucrării [10] generalizînd formulele pentru determinarea activităților termodinamice ale azotului și carbonului în austenita sistemelor Fe – N și Fe – C (a_N și a_C), s-au calculat activitățile termodinamice ale acestor două elemente în sistemul Fe – C – N (a_N^C și a_C^N) :

$$\log a_N^C = \log\left[\frac{N_N}{1 - 5(N_N + N_C)}\right] - \frac{747}{T} + 1{,}453 \qquad (7)$$

stare standard – nitrura ε, unde N_N și N sînt concentrațiile azotului, respectiv carbonului, exprimate în procente atomice.

$$\log{}_C^N = \log\left[\frac{N_C}{1 - 5(N_C + N_N)} + 0{,}9_C^2\right] + \frac{2105}{T} - 0{,}6735 \qquad (8)$$

stare standard – grafit.

Calculul a fost efectuat cu referire la conținutul de H_2O (CO_2) și NH_3 pentru concentrații în carbon de la 0,5 la 1,2 % și azot de la 0,1 la 0,5 % care corespund practic rezultatelor obținute la carbonitrurare.

În figurile 1 și 2 sînt prezentate curbele teoretice ale conținutului de vapori de apă și amoniac nedisociat în raport cu carbonul și azotul din austenită pentru cele 3 compoziții de atmosferă considerate, la 830 și 870°C.

La construcția acestor diagrame s-a ținut seamă de faptul că atomii de carbon și azot ocupă aceleași poziții în rețeaua Fe – γ, iar energia de interacțiune între atomii de carbon și azot este aproximativ aceeași cu energia de interacțiune dintre atomii de carbon [10]. În acest sens, liniile care delimitează domeniile de fază ϰ (carbonitrură cu rețeaua cementitei) și γ reprezintă liniile pentru care $a_C^N + a_N^C = 1$. Cu alte cuvinte, la temperatura de carbonitrurare, faza ϰ începe să se separe din soluția solidă γ, atunci cînd concentrația sumară (% C + % N) depășește limita de solubilitate a carbonului în austenita sistemului Fe – C – N.

După cum rezultă din datele prezentate reglarea simultană a potențialelor de carbon și azot la carbonitrurarea gazoasă necesită controlul a doi parametrii ai fazei gazoase : conținutul de vapori de apă (sau CO_2) – controlează potențialul de carbon-și conținutul de amoniac nedisociat – controlează potențialul de azot.

Rezultatele teoretice au fost verificate experimental. Experiențele au fost realizate într-un cuptor cu muflă orizontală, cu bazin integrat de călire în ulei. Ca atmosferă s-a utilizat endogaz produs prin arderea parțială a gazului metan într-un generator endotermic cu o productivitate de 20 m³ N/h cu un control automat al compoziției prin punctul de rouă cu o precizie ± 0,5°C, iar ca adaos – amoniac uscat din baloane. În timpul experiențelor a fost asigurată analiza conținutului de vapori de apă (punctul de rouă) cu un aparat tip Alnor și de amoniac nedisociat prin titrare cu o soluție 0,1 N H_2SO_4. Probele de gaz au fost luate direct din spațiul de lucru al cuptorului. Ca material s-au folosit folii de fier Armco (δ = 0,03 – – 0,04 mm) care după carbonitrurare au fost călite în ulei și supuse apoi analizei chimice pentru carbon și azot.

Rezultatele experimentale sînt în deplină concordanță cu calculele în cazul desfășurării procesului în domeniul soluției solide γ (tabelul 1). Abaterea observată în cazul carbonitrurării fierului Armco în endogaz cu potențial mare de carburare (punct de rouă – 3°C', se explică prin formarea carbonitrurilor.

Din rezultatele prezentate rezultă clar posibilitatea de a controla și regla potențialele de carbon și azot la carbonitrurarea gazoasă de temperatură înaltă cu ajutorul calculelor termodinamice și a măsurătorilor precise a parame-

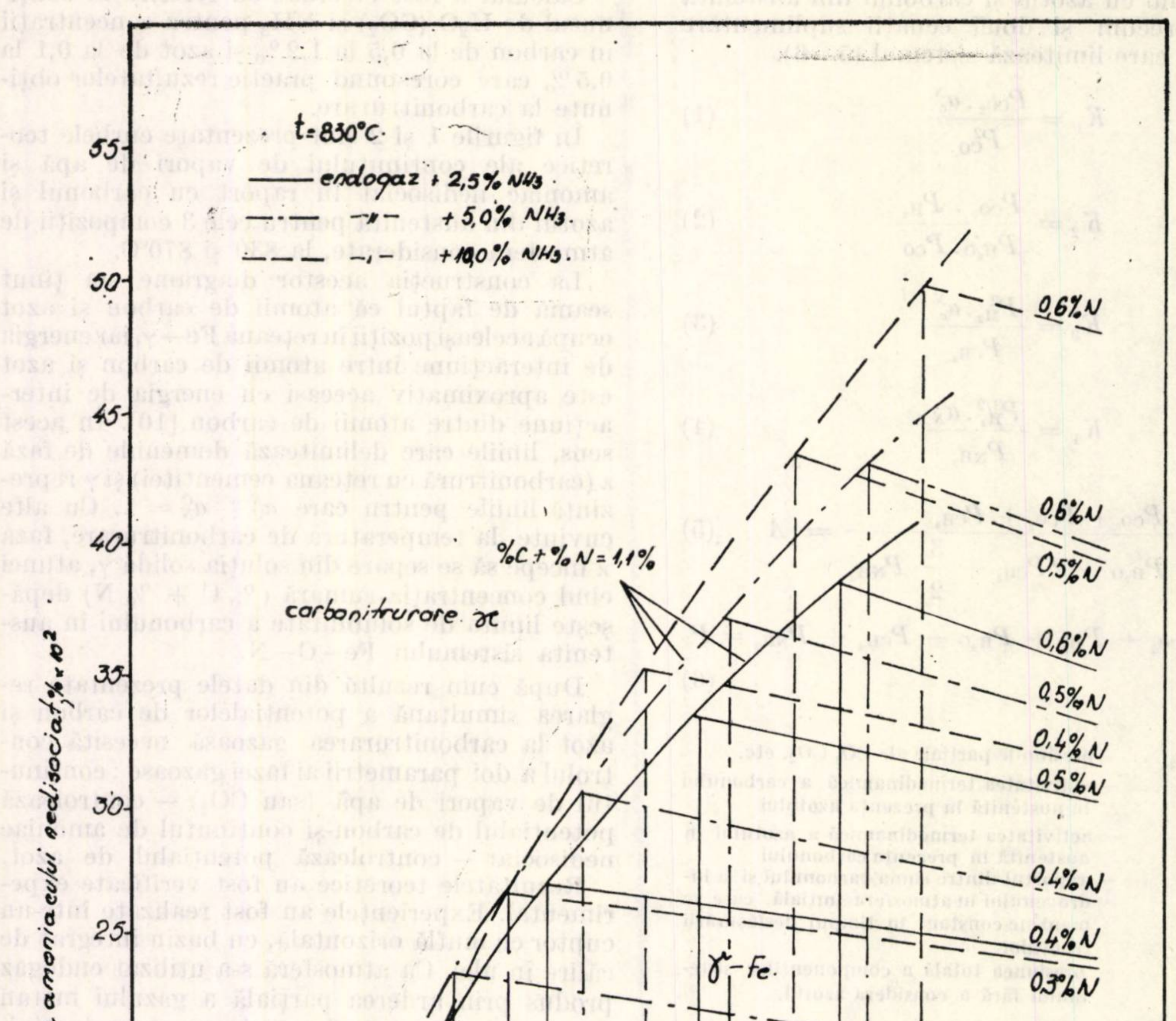


Fig. 1. — Curbele teoretice ale conținutului de vapori de apă și amoniac nedisociat în raport cu carbonul și azotul din austenită la 830°C.

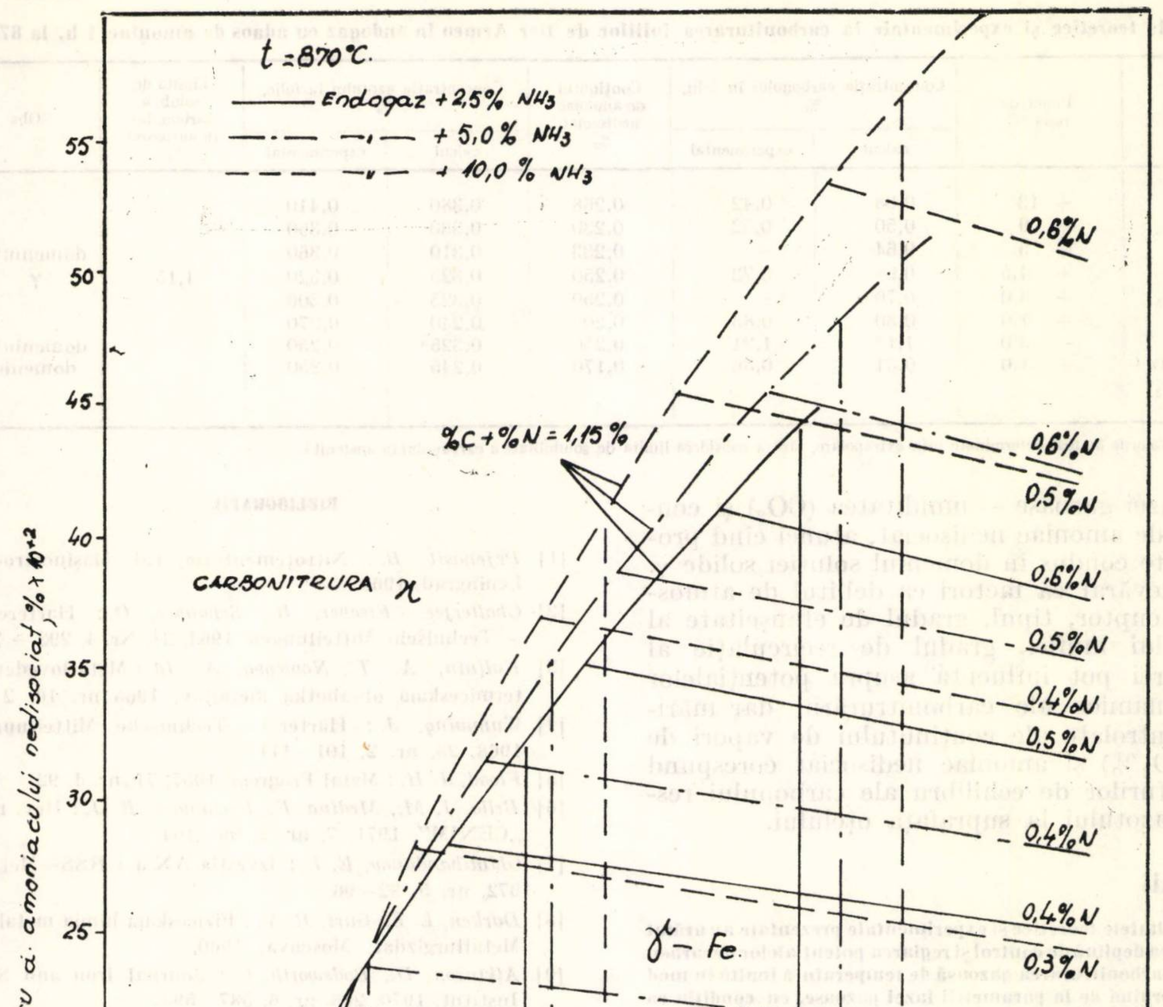


Fig. 2. — Curbele teoretice ale conţinutului de vapori de apă şi amoniac nedisociat în raport cu carbonul şi azotul din austenită la 870°C.

Tabelul 1

Rezultatele teoretice și experimentale la carbonitrurarea foliilor de fier Armco în endogaz cu adaos de amoniac 1 h, la 870 °C

Compoz. atmosf.	Punct de rouă °C	Concentrația carbonului în folii, %		Conținutul de amoniac nedisociat %	Concentrația azotului în folie, %		Limita de solub. a carbonului în austenită %	Obs
		calcul	experimental		calcul	experimental		
endogaz + 5% NH_3	+ 13	0,38	0,42	0,268	0,380	0,410	1,15	domeniul γ
	+ 9	0,50	0,52	0,230	0,330	0,350		
	+ 5	0,64	—	0,233	0,310	0,360		
	+ 4,5	0,68	0,72	0,250	0,325	0,320		
	+ 4,0	0,70	—	0,250	0,325	0,306		
	+ 1,0	0,80	0,83	0,200	0,240	0,270		
	— 3,0	1,1*	1,21	0,250	0,325*	0,250		domeniul ϰ
endogaz + + 2,5HN_3	+ 1,0	0,81	0,86	0,170	0,245	0,250		domeniul γ

*) Valorile au fost determinate prin extrapolare, fără a considera limita de solubilitate a carbonului în austenită.

trilor fazei gazoase — umiditatea (CO_2) și conținutul de amoniac nedisociat, atunci cînd procesul este condus în domeniul soluției solide γ. Este adevărat că factori ca debitul de atmosferă în cuptor, tipul, gradul de etanșeitate al cuptorului muflei, gradul de recirculație al atmosferei pot influența asupra potențialelor termodinamice ale carbonitrurării, dar mărimile controlate ale conținutului de vapori de apă (CO_2%) și amoniac nedisociat corespund conținuturilor de echilibru ale carbonului respectiv azotului la suprafața oțelului.

Concluzii

1) Rezultatele teoretice și experimentale prezentate au arătat posibilitatea deplină de control și reglarea potențialelor de carbon și azot la carbonitrurarea gazoasă de temperatură înaltă în mod indirect pornind de la parametrii fazei gazoase, cu condiția ca procesul să se desfășoare în domeniul soluției solide γ.

2) Neconcordanțele observate în literatură între rezultatele experimentale ale diverșilor autori referitoare la determinarea potențialelor de carbon și azot se explică prin faptul că nu se iau n considerare condițiile termodinamice care conduc la separarea carbonitrurilor din austenită.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Prjenosil, B.*: Nitrotementația, Ed. Mașinostroenie Leningrad, 1969.

[2] *Chatterjee — Fischer, R., Schaaber, O.*: Harterei — — Technische Mitteilungen, 1964, 24, Nr. 4, 292 — 294.

[3] *Kalinin, A. T., Novicova, A. Ia.*: Metallovedenia i termiceskaia obrabotka metallov, 1965 nr. 10, 2—7.

[4] *Wumming, J.*: Harterei — Technische Mitteilungen, 1968, 23, nr. 2, 101—111.

[5] *Flood, J. H.*: Metal Progress, 1957, 71, nr. 4, 92 — 100.

[6] *Bello, J. M., Medina, F., Fernandez, R. J.*: Rev. met. „CENIM'', 1971, 7, nr. 2, 99—104.

[7] *Ghiulihandanov, E. L.*; Izvestia AN a URSS—Metalli, 1972, nr. 5, 92—96.

[8] *Darken, L. S., Guri, R. V.*: Fiziceskaia himia metallov, Metallurgizdat, Moscova, 1960.

[9] *Atkinson, D., Bodsworth, C.*: Journal Iron and Steel Institut, 1970, 208, nr. 6, 587—593.

[10] *Milinskaia, I. N., Tomilin, I. A.*: Doktadi AN a URSS, 1968, 178, nr. 5, 1140—1143.

[11] *Mogutnov, B. M., Tomilin, I. A., Svarțman L. A.*: Termodinamika jelezo-uglerodistih splavov, „Metallurghia'', Moscova, 1972.

CZ: 621.78

Metode de analiză a băilor de săruri pentru tratamente termochimice și unele considerațiuni asupra acestora

Chim. Eva COSMIN — I.C.P.T.S.C. — București

Tratamentele termochimice cunosc în prezent o puternică dezvoltare, cîmpul de aplicare a acestora în industrie fiind din ce în ce mai larg. Alături de procedeele nou elaborate, multe procedee deja intrate în practica industrială, continuă să prezinte eficiență tehnică și economică, motiv care le păstrează în primul plan al actualității.

Tratamentele termochimice în băi de săruri topite sînt aplicate în prezent cu succes în multe întreprinderi, mai ales nitrurarea sulfizarea, efectuate la temperatura sub 600°C. Ele conferă pieselor și sculelor (mai ales) rezistență înaltă la uzură și gripare.

În exploatarea băilor de săruri pentru tratamente termochimice se întîmpină unele greutăți la stabilirea conținutului de cianat și cianură.

Analiza compoziției chimice corecte, are o importanță dublă: pe de o parte eficacitatea tratamentului termochimic depinde de compoziția chimică a băilor de săruri, pe de altă

parte compoziţia chimică şi variaţia compoziţiei chimice în timpul lucrului contribuie la elucidarea mecanismului procesului între topitura de sare şi metal.

În timpul exploatării compoziţia chimică a băilor se modifică continuu. Pentru controlarea procesului termochimic este necesară verificarea compoziţiei băilor de săruri (continuu, sau la perioade scurte) folosind metode corecte şi reproductibile care, în acelaşi timp, trebuie să fie şi rapide pentru a da rezultate în timp util.

Controlul se efectuează de cele mai multe ori prin analiza probei luate din băi, răcite şi dizolvate în apă, deşi ar fi mai corectă analiza băilor de săruri la temperatura de lucru, pentru că la răcirea probelor compoziţia se modifică în urma unor reacţii suplimentare ce au loc din cauza schimbării temperaturii, a stării de agregare şi a influenţei mediului în care are loc răcirea. La dizolvarea sării răcite se produc de asemenea modificări ale compoziţiei.

Instabilitatea soluţiei de cianuri — cianaţi alături de carbonaţi se observă prin schimbarea compoziţiei în timpul depozitării sau chiar în timpul analizei.

Întrucît analiza compoziţiei chimice în topitură este în fază incipientă de studiu, s-a încercat punerea la punct a unor metode de analiză a sărurilor în mediu apos care să evite, pe cît este posibil, erorile cauzate de modificarea compoziţiei şi care să dea rezultate corecte, reproductibile, la determinarea cianurii şi cianaţilor în amestec.

Literatura prezintă numeroase metode pentru determinarea cianurilor. Pe lîngă metodele chimice sînt propuse, din ce în ce mai mult, metode fizico-chimice de analiză.

Pentru cantităţi mai mari de cianuri sînt recomandate **metode gravimetrice** care se bazează pe precipitarea cianurilor şi cîntărirea acestor precipitate, **metode volumetrice**, dintre care metoda lui Liebig, Volhard, Ripan propune titrarea cu azotat de argint în prezenţa a diferiţi indicatori, dozări nichelometrice, cuprimetrice, iodometrice, complexometrice etc.

Pentru cantităţi mai mici de cianuri se recomandă **metode potenţiometrice**, folosind electrozi selectivi, **metode gazcromatografice, polarografice şi colorimetrice, ampermetrice şi metode de analiză prin luminiscenţă.**

Metodele colorimetrice sînt foarte numeroase, cele mai cunoscute sînt :

— transformarea cianurii în amoniac şi formarea substanţei colorate în orange cu reactiv Nessler ; formarea albastrului de Prusia cu ionii Fe^{2+}, Fe^{2+} ; formarea izopurpuratului roşu cu acid picric ; cu fenolftaleină ; cu iodat de mercur ; cu cloranilat de mercur , etc.

Cele mai sensibile metode sînt :

— metoda lui Aldrige — care propune folosirea reactivului de pridin-benzidină, metoda lui Epstein-Serfass, cu reactiv piridină-pirazolon, metoda lui Asmus şi cea cu piridină şi acid barbituric.

Aceste metode sensibile se bazează pe folosirea reagenţilor piridină — benzidină, Py — pirazolon, Py-acid barbituric pentru a reacţiona cu cianohalidele care se formează prin reacţia cu brom sau cloramină T. O metodă, de asemenea, sensibilă este bazată pe interacţiunea feroinului cu cianuri. Se formează un complex violet, de dicianobis (1 : 10 fenantrolin Fe).

Determinarea ca cianohemiglobină ; hemoglobina este oxidată la hemiglobină, care formează cu cianurile un complex stabil de cianohemiglobină colorată.

Pentru determinarea cianatului literatura recomandă următoarele metode :

— gravimetrice, prin precipitarea cu azotat de argint în mediu neutru şi cîntărirea precipitatului ;
— volumetrice — prin titrarea cu exces de azotat de argint ;
— colorimetrice — prin formarea de dicianato-dipiridină de cupru II Cu(Py) 2 (CNO)2 — albastră formată cu soluţii de CuPy ;
— polarografice ;
— potenţiometrice ;
— prin transformarea azotului din grupa de cianat în săruri de amoniu sau amoniac şi dozarea acestora.

Pentru determinarea cianurilor, cianaţilor şi carbonaţilor în amestec sînt recomandate următoarele metode :

Charlot — precipitarea carbonatului din soluţii cu azotat de calciu şi dozarea precipitatului după o metodă cunoscută. Suma cianaţilor şi cianurilor se determină prin precipitarea cu exces de azotat de argint şi retitrarea surplusului. Cianura se determină prin precipitarea cu azotat de argint şi apoi tratarea precipitatului cu acid azotic diluat. Precipitatul rămas insolubil este cianură de argint care se determină gravimetric.

Treadwell : precipitarea carbonatului se face cu clorură de calciu, cianura se determină gravimetric prin precipitarea cu azotat de argint în prezenţa acidului azotic ; cianatul se calculează din diferenţa dinte suma cationilor şi cantitatea de cationi care este legată de carbonat şi de cianură.

Pentru sărurile **Tenifer** se propune determinarea carbonaţilor prin precipitarea cu azotat de calciu. Cianura se determină cu azotat de argint în prezenţa fenolftaleinei, cianatul se determină prin titrarea în continuare cu azotat de argint în prezenţa cromatului de potasiu, pînă la transformarea culorii din galben în maron.

Borchert — pentru determinarea cianurilor se recomandă titrarea cu azotat de argint sau cu sulfat de nichel în prezenţa murexidului. Pentru determinarea cianatului propune transformarea azotului din grupul de cianat în sare de amoniu, sau în amoniac şi dozarea acestuia.

Metals Handbook recomandă determinarea carbonatului prin precipitarea cu clorura de bariu, determinarea cianurilor prin titrarea cu azotat de argint sau cu sulfat de cupru ; determinarea cianatului prin transformarea azotului din grupele de cianaţi în săruri de amoniu sau amoniac şi dozarea acestora.

Metodele propuse pentru determinarea din amestec a cianurilor, cianaţilor şi carbonaţilor au fost cercetate în condiţiile de lucru ale băilor de săruri de la ICPTSC. În urma verificării s-au constatat următoarele :

a) Metodele de determinare propuse pentru carbonaţi cu azotat de calciu, clorură de calciu şi clorură de bariu sînt metode precise şi reproductibile lucrînd în aceleaşi condiţii de temperatură ;

b) Dintre metodele pentru determinarea cianurii :

— metode gravimetrice prin precipitare cu azotat de argint, uscare şi cîntărire, este o metodă greoaie şi pretenţioasă din cauza instabilităţii precipitatului, indiferent dacă precipitarea se face în mediu alcalin şi apoi se acidulează (Charlot), sau în prezenţa acidului azotic (Treadwell);

— metode volumetrice (cu titrare de azotat de argint, sulfat de nichel, sulfat de cupru) recomandate de Borchert, Tenifer, Metals Handbook sînt simple şi rapide.

c) Dintre metodele pentru determinarea cianaţilor, metoda propusă de Charlot este nereprecisă şi nereproductibilă, metoda propusă de Treadwell este simplă şi reproductibilă în cazul cînd avem un singur cation şi avem la dispoziţie un flamfotometru), iar metoda propusă pentru băi Tenifer, este inexactă şi nereproductibilă. Dintre metodele propuse Borchert şi Metals Handbook — transformarea cianatului în amoniac şi determinarea amoniacului este lungă şi complicată, iar metoda de transformare a cianatului în săruri de amoniu este rapidă şi reproductibilă, dar este deranjată de prezenţa ionului de fier sau de alte substanţe care pot cauza colorarea soluţiei.

În urma încercărilor defectuate s-au propus următoarele metode pentru analiza băilor de cianuri :

— din soluţia de sare se precipită carbonaţii cu o soluţie de azotat de calciu, în formă de carbonat de calciu. Precipitatul se filtrează, se spală şi se dizolvă în exces de acid clorhidric. Excesul de acid este titrat cu hidroxid de sodiu.

Cantitatea de carbonat se calculează din cantitatea de acid consumată pentru dizolvarea precipitatului.

Cianura se determină volumetric din soluţia originală sau din filtratul de la carbonat prin titrarea cu o soluţie de azotat de argint 0,1 N. Sfîrşitul titrării este indicat de apariţia unui precipitat alb sub forma unei opalescenţe persistente.

Pentru sesizarea bună a punctului final al titrării se pot folosi diferite metode (ex. Deniges cu $KJ + NH_4OH$).

Din băile de sulfizare cianura se determină prin titrare cu soluţie de azotat de argint, după îndepărtarea prealabilă a sulfului, prin precipitarea cu săruri de plumb.

Pentru determinarea cianatului în prezenţa cianurii se recomandă următoarele metode :

— după îndepărtarea carbonaţilor, din filtrat se scoate un alicot şi se titrează cu exces de azotat de argint. Precipitatul format se filtrează prin creuzet filtrant G_4 apoi se spală. La soluţia obţinută se adaugă în exces soluţie de cianură de potasiu care se retitrează cu o soluţie de azotat de argint. Cantitatea de cianat se calculează din diferenţa de azotat de argint consumat total şi cantitatea de azotat de argint consumată pentru precipitarea cianurilor.

— În cazul cînd baia nu este impurificată cu ioni de fier sau alţi ioni care provoacă colorarea soluţiei se foloseşte metoda transformării nitrogenului din cianat în sare de amoniu urmată de tratarea cu aldehidă formică. Cantitatea de acid eliberat în urma reacţiilor, care este direct proporţională cu cantitatea de ioni de cianat este titrată cu o soluţie de hidroxid alcalin.

Reacţiile care au loc;

$$NaCNO + 2HCl + H_2O = NH_4Cl + CO_2 + NaCl$$

$$4\,NH_4Cl + 6HCHO = (CH_2)_6N_4 + 4HCl + 6H_2O$$

$$4HCl + 4NaOH = 4NaCl + 4\,H_2O$$

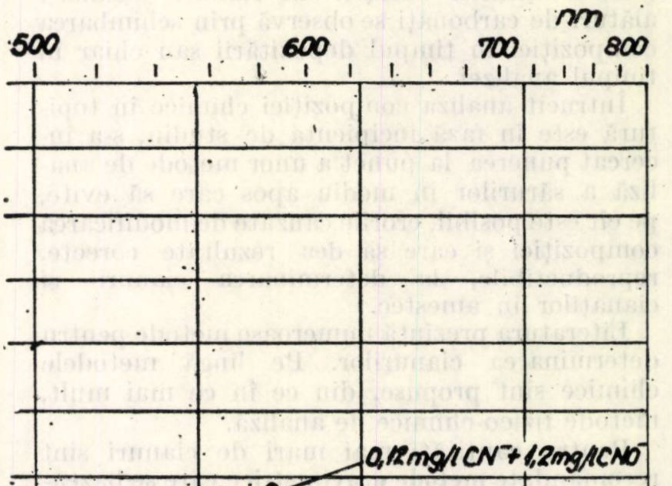
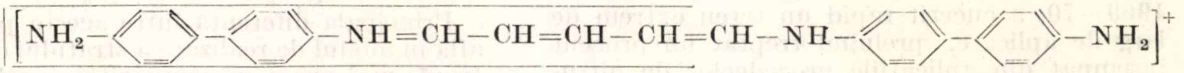


Fig. 1

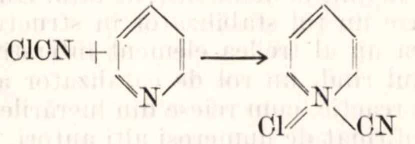
Pentru determinarea clorurii de sodiu se recomandă titrarea cu soluţie de azotat de argint în prezenţa cromatului de potasiu, după îndepărtarea cianurii prin fierbere cu acid sulfuric sau prin polimerizarea cianurilor cu aldehidă formică.

Pentru determinarea sulfurii de sodiu se recomandă titrarea cu o soluţie de iod în prezenţa nitroprusiatului de sodiu.

Analiza deşeurilor cianurice după neutralizare ridică două probleme : sensibilitatea metodei de analiză pentru a detecta cantităţi de cianuri sub 1 ppm şi problema ionilor care interferează şi în primul rînd influenţa substanţelor cu care s-a făcut denocivizarea cianurilor.



În urma incercărilor efectuate s-a ales metoda de determinare spectrofotometrică propusă de Asmus — Garschlag cu piridină şi acid barbituric. Metoda se bazează pe transformarea cianurii în clorură de cian prin tratare cu cloramină T, care reacţionează cu piridină în felul următor :



Substanţa obţinută se saponifică, inelul se deschide şi se formează un lanţ alifatic cu legături duble conjugate care cu acidul barbituric dă o coloraţie violetă cu absorbţie maximă la 578 nm.

Determinarea este deranjată de prezenţa cianatului (fig. 1)

În cazul cînd cianatul este prezent se recomandă folosirea metodei spectrofotometrice propusă de Aldrige cu piridină şi benzidină, care se bazează pe acelaşi tip de reacţie ca şi metoda lui Asmus — Garschlag, formînd o substanţă colorată în roşu cu spectru de absorbţie maximă la 480 nm. Grupul de cianat influenţează rezultatele dar aplicînd extracţii cu alcool izomilic se înlătură influenţa lui.

Pentru determinarea cianatului se recomandă metoda spectrofotometrică recomandată de Ripan, Barley, Martin şi Wrigley prin formarea complexului de Cu $[(Py)_2\ (CNO)_2]$. Culoarea albastră a extrasului de cloroform al acestui complex se măsoară la 780 nm. Prezenţa cianurii deranjează determinarea.

Metodele recomandate pentru analiza băilor de săruri cu cianuri şi a deşeurilor neutralizate au fost aplicate în institutul nostru şi verificate industrial. Rezultatele obţinute cu aceste metode de analiză sînt precise şi reproductibile şi pot servi celor ce aplică tratamente termo chimice în băi de săruri.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Hinze, W. L., Humphrey R. E.* : Analitiycal Chemistry, vol. 45, No. 2, 1973, pag. 385—388.

[2] *Humphrey, R. E., Hinze, W.L.* : Analitiycal Chemistry, vol. 43, No. 8, 1971, p. 1100—1102.

[3] *Kruse, J. M., Mellon, M.G.* : Analitycal Chemistry, vol. 25, No. 3, 1953, p. 446—450.

[4] *Scoggins, M. W.* : Analitycal Chemistry, vol. 42, 1970, p. 1294—1296.

[5] *Goulden, P. D., Afghan, B.A., Brooksbank, P.* : Analitycal Chemistry, vol. 44, No. 11, 1972, p. 1845—1849.

[6] *Fisher, F. B., Brown, J. S.* : Analitiycal Chemistry, vol. 24, No. 9, 1952, p. 1440—1444.

[7] *Eleet, B., von Storp, H.* : Analitycal Chemistry, vol. 43, No. 12, 1971, p. 1575—1579.

[8] *Bound, G.P., Fleet, B., von Storp, H., Evans, H.* : Analitycal Chemistry, vol. 45, No. 4, 1973, p. 281—285.

[9] *Toshiaki Nomura* : Bulletin of the Chemical Society of Japan, vol. 43, 1970, p. 104—108.

[10] *Lapatnik, L.N.* : Analitycal Chemia Acta, vol. 72, 1974, p. 430—433.

[11]] *Bucksteeg, W., Dietz, W.* : Wasser, Luft, und Betrieb, 13, 1964, p. 417—421.

[12] *Hartinger, M.* : Metalloberflache 24, 8, 1970, p. 281—285.

[13] *Penland, L., Fischer, G.* : Metalloberflache 26, vol. 10, 1972, p. 391—394.

[13] *Charlot, G.* : Les methodes de la chemie analitique, Masson et C[ie] editeurs, Paris, 1964.

[15] *Borchert, O.* : Abwasser aus der chemischen Oberflachenbehandlung, Springer-Verlag, Berlin, 1966.

[16] *Mancy K. H., Weber, W.G.* : Analisis of industrial waste waters, Edited-by Kolthoff, Elring, 1971.

[17] * * * Metals Handbook Heat treating, cleaning and finishing, American Society for Metals, 1964.

[18] * * * Metode de analiză pentru sărurile Tenifer.

CZ.: 621.785.533

Carbonitrurarea la temperaturi joase reduce costurile materiale

Dr. ing. Zoltan KOLOZSVÁRY — Întreprinderea „Metalotehnica" — Tg.Mureş

În ultimii ani se vorbeşte din ce în ce mai mult în cercurile de specialitate de procedeul de tratament termochimic de carbonitrurare la temperatură joasă (nitrocementare). Acest procedeu, care a apărut pentru prima oară în anii 1969—70, a cucerit rapid un teren extrem de larg de aplicare, preluînd treptat un procent însemnat din aplicaţiile procedeelor de nitrurare moale în băi de săruri (sistem Tenifer sau altele similare). Avînd în vedere, pe de o parte, interesul crescînd faţă de acest procedeu, pe de altă parte, faptul că unul din primele procedee industriale de acest gen a fost brevetat în ţara noastră şi aparţine colectivului din care face parte şi autorul (Brevet RSR 63864/1970), credem că o scurtă expunere a procedeelor existente astăzi, precum şi a cîtorva probleme caracteristice legate de procedeu poate prezenta interes pentru specialiştii noştrii.

Principiul metodei porneşte de la cunoaşterea faptului, că excelentele caracteristici realizate prin nitrurarea moale în băi de săruri sînt rezultatul acţiunii simultane în suprafaţa metalului a C, O şi N; se formează compusul intermetalic (carbonitrură sau oxicarbonitrură izomorfă ε) cu o reţea hexagonală compactă [1, 2] un strat compact, omogen de carbonitrură, a cărui grosime variază între 5 şi 25 μm în funcţie de natura materialului şi parametrii tratamentului, ceea ce conferă pieselor o excelenţă rezistenţă la uzura de aderenţă şi gripaj, chiar în condiţiile unei ungeri deficitare.

Deşi tehnologia de tratament în băi de săruri (Tenifer) este relativ simplă şi prezintă rezultate suficient de reproductibile, există cîteva dificultăţi legate de controlul şi menţinerea parametrilor băilor precum şi de tehnica securităţii. Băile „clasice" se bazează pe cianuri şi cianaţi alcalini, ceea ce reprezintă probleme serioase de poluare. Chiar şi noile variante elaborate de firmele Degusa [3] şi Cassel [4] nu au reuşit să rezolve integral această problemă, deoarece în timpul tratamentului este inevitabilă formarea cianurilor alcaline în baia de sare, deşi componentele iniţiale ale băii nu conţin acest material. O altă dificultate, greu de învins, este contaminarea băii cu fier, ceea ce are ca rezultat formarea unui strat poros, cu caracteristici mecanice reduse.

Ideea unui tratament asemănător în atmosferă controlată îi aparţine lui Prenosil [1], dar a fost dezvoltată de mai mulţi cercetători, ceea ce a condus la elaborarea a două procedee industriale şi anume cel amintit mai sus şi cel aparţinînd firmei IPSEN INTERNATIONAL Co. LTD din SUA [5]. În ultimii cinci ani au mai apărut şi alte procedee similare cunoscute sub denumirile comerciale de Triniding [6], „Toughnizing" [7], Nitroc [8] etc.

Principala diferenţă între aceste procedee se află în modul de realizare a stratului de carbonitrură, mai exact în compoziţia gazelor folosite pentru tratament. Înainte de a trata însă diferenţele între procedee, vom încerca să schiţăm principalele cerinţe impuse amestecului de gaze din punct de vedere al caracteristicilor stratului. Din studiul diagramei ternare Fe-N-C rezultă, că domeniul de existenţă al fazei ε este relativ larg, avînd ca limită 7,2 %, respectiv 11 % pentru azot şi $0 \div 3$ % pentru carbon. Nu ne referim la diagrama quaternară cuprinzînd şi oxigenul, deoarece — pe lîngă lipsa datelor corespunzătoare — rolul oxigenului nu este unanim definit în momentul de faţă. După Jack [2] el are un rol stabilizator în structura cristalină ca un al treilea element interstiţial dar, în primul rînd, un rol de catalizator al proceselor de reacţie, cum reiese din lucrările [9, 10], fapt confirmat de numeroşi alţi autori. Atît din experienţele proprii cît şi din cele efectuate în R.P. Polonă, de Zyshe [11], rezultă că procentul optim de azot şi de carbon al stratului este de 9—9,5 % respectiv 0,6 %. În ceea ce priveşte oxigenul acesta se găseşte în strat într-un procent de 0,6—0,8 % [7, 9].

Din cele de mai sus, rezultă că amestecul de gaze trebuie să asigure un potenţial de azot în jurul valorii de 9—10 % (recalculat pentru concentraţie superficială de N) şi de carbon sub 0,6 %. În privinţa acestei valori din urmă există numeroase controverse, deoarece unii cercetători optează pentru concentraţii între 1,4 şi 2 %, dar nu există motive întemeiate în favoarea acestor concentraţii.

Potenţialul necesar de azot poate fi uşor realizat prin disocierea controlată a amoniacului şi din această cauză toate procedeele industriale folosesc drept mediu donator de azot amoniacul anhidru (azotul molecular poate fi utilizat numai în varianta care se bazează pe descărcări în gaze rarefiate). Nu se poate spune acelaşi lucru în privinţa mediului donator de carbon. O serie întreagă de hidrocarburi lichide sau gazoase pot pune în libertate carbon la temperatura tratamentului de 570 ± 10°C, într-o măsură care depinde de stabilitatea hidrocarburii respective. Corespunde, de asemenea, un amestec de oxid de carbon şi bioxid de carbon, după cum se ştie

de la cementarea în mediu gazos. Pornind de la această constatare din urmă, este ușor să caracterizăm diferitele procedee industriale mai mult sau mai puțin răspîndite. În primul rînd putem deosebi două mari categorii :

— procedee care folosesc un amestec de gaze directe (cu sau fără adaos de mediu oxidant) ;

— procedee care folosesc un amestec de gaze bazate pe gaz de generator (endo, exo etc.)

Procedeele din prima grupă folosesc de fapt diverse hidrocarburi în combinație cu amoniac, cu sau fără mediu oxidant, care poate fi oxigen, vapori de apă etc.

Procedeele din categoria a doua se bazează pe reacția gazului de apă cu metalele (binecunoscută de la cementare) combinată cu disocierea amoniacului.

Trebuie precizat că nu există diferențe semnificative între rezultatele tratamentului efectuat în diferite medii, cu condiția să se asigure o corelare corectă a parametrilor. La ora actuală pe plan mondial sînt mai răspîndite procedeele care folosesc amestecuri bazate pe gaz de generator, din cauză că în atelierele moderne de tratament termic aceste generatoare există și astfel instalațiile nu necesită decît adaptări neînsemnate. Totuși, considerăm că procedeele cu gaze directe au cîteva avantaje însemnate, în special în condițiile țării noastre unde avem la dispoziție gaz metan de o înaltă puritate. Cîteva dintre principalele avantaje :

— costul considerabil mai scăzut al instalației, prin eliminarea generatorului de gaze (actualmente trebuie luat în considerare la acest punct și aportul valutar necesar pentru generatoare) ;

— adaptabilitatea procedeului de orice cuptor pentru tratament în atmosferă controlată ;

— reproductibilitatea bună a rezultatelor (peste 95%) ;

— ușurința controlului parametrilor tratamentului, prin controlul debitelor de gaze la intrare în cuptor și al conținutului de amoniac nedisociat la ieșirea din cuptor ;

— viteza mai mare de formare a stratului (adică strat mai gros în unitate de timp). Acest ultim avantaj provine din presiunea parțială mai scăzută a hidrogenului în amestecuri de amoniac și hidrocarburi decît în cele de amoniac și gaze de generator.

În privința adaosului de mediu oxidant există păreri divergente. Cercetări intense făcute în ultimii doi ani de către colectivul nostru au demonstrat că oxigenul are un rol hotărîtor în desfășurarea procesului și în rezultatele tratamentului. Fără a intra în detalii, trebuie să menționăm că un adaos de oxigen contribuie în primul rînd la activarea procesului (reducînd simțitor cerințele pentru suprafețe metalice cerute depasivate) ușurînd și conducerea sa prin lărgirea limitelor de compoziție a gazelor la care se obține un strat omogen [10].

Considerente legate de aplicarea carbonitrurării la temperatură joasă

Materialele destinate tratamentului. Ca și în cazul procedeului de nitrurare moale în băi de săruri, aproape orice aliaj feros poate fi tratat cu rezultate bune. Imbunătățirea cea mai spectaculoasă a rezistenței la uzură se obține în cazul oțelurilor cu conținut redus (sau mediu) de carbon, cu—sau fără—elemente de aliere. Nivelul de aliere al oțelului trebuie să se determine în primul rînd în funcție de cerințele de rezistență a nivelului și a stratului de difuziune (suport). În privința rezistenței joacă un rol însemnat călibilitatea oțelului, deoarece se recomandă ca piesele destinate carbonitrurării să fie supuse inițial unui tratament de îmbunătățire.

Parametrii stratului de carbonitrură ε nu variază simțitor în funcție de elementele de aliere, acestea influențînd în primul rînd caracteristicile stratelor de difuziune situate sub zona γ (urmărind în principiu aceleași reguli ca și la nitrurare). Spre informare redăm mai jos parametrii stratului la cîteva mărci mai uzuale de oțeluri.

Tabelul 1

Tip de oțel	Valori medii de duritate (HV_3)	Grosime de strat alb (μm)
OCL 15	280—310	20—25
OCL 35	300—350	18—22
OLC 45	320—370	18—22
OLC 60	350—400	15—18
OSC 10	350—400	12—15
40 C 10	450—500	15
41 CN 12	450—500	12—15
38 MoCA09	800—850	15—20
C 120	500—600	5—8
Rp 3	850—900	3—5

Observații : Valorile de duritate depind în mare măsură de structurile de pornire. Valorile redate în tabel se referă la structura de bază de normalizare la oțelurile carbon și la structurile de călire-revenire la celelalte oțeluri.

Considerente legate de solicitare

Succesul aplicării tratamentului termochimic de carbonitrurare la temperatura joasă depinde în primul rînd de alegerea corectă a condițiilor de solicitare. De regulă, acest tratament asigură rezultate bune în cazul solicitărilor de uzură de aderență la mișcare relativă de alunecare. Aici, dar și în cazul altor solicitări, trebuie să se țină seama de faptul că încărcarea superficială nu poate depăși capacitatea portantă a stratului-suport, determinată de duritatea acestuia. În cazul că nu se ține seama de acest considerent, deformațiile locale produse prin solicitări excesive ale stratului-suport vor duce la exfolierea și distrugerea stratului. În cazurile cînd există solicitări superficiale însemnate, trebuie să se utilizeze oțeluri aliate sau tratamentul trebuie completat cu tratamente termofizice sau chiar termochimice.

Carbonitrurarea mărește cu 50—150% rezistența la oboseală a probelor de oțel, în special în cazurile de oboseală în cicluri lungi, prin anihilarea sau reducerea efectului unor concentraturi de tensiune. Are o influență pozitivă

și asupra rezistenței la uzură de natura obosirii suprafeței, prin reducerea efectului pseudo-alunecărilor. Această caracteristică explică răspîndirea carbonitrurării la o scară extrem de largă în tratamentul roților dințate, în special în industria de automobile.

Nu este avantajoasă aplicarea carbonitrurării la temperaturi joase în cazul solicitărilor de natură abrazivă, deoarece particulele de abraziv — de obicei mult mai dure decît stratul de carbonitruri — distrug rapid stratul.

Rezistența la coroziune a pieselor carbonitrurate este bună, în special în medii slab acide. Rezultate foarte bune se pot obține în cazul coroziunii în apă de mare [12].

Spre deosebire de cementare, carbonitrurarea la temperaturi scăzute nu este sensibilă la modul de răcire, care urmează tratamentului. Răcirea rapidă (în ulei sau apă) mărește întrucîtva rezistența la oboseală — în special la oțeluri aliate — prin menținerea unei cantități mai mari de azot în soluție, dar nu influențează rezistența la uzură.

Temperatura tratamentului fiind redusă (570°C), nu se obțin deformații importante în cazul tratamentului, cu condiția ca tratamentul primar să fie executat în mod corespunzător. Avînd în vedere formarea unui strat cu preluare de material din mediul de tratament, trebuie avut în vedere că tratamentul va avea ca urmare o ușoară creștere dimensională, care depinde de timpul de tratament și de dimensiunile pieselor. La un ciclu condus corect această creștere nu depășește 10 μm și este constantă. Microgeometria suprafeței pieselor nu se modifică esențial în urma tratamentului. Suprafețele rectificate nu necesită nici o corecție ulterioară (cu condiția respectării cîmpului de toleranțe dimensionale). În caz că piesele urmează să fie superfinisate sau lustruite, aceste operații trebuie să se facă ulterior carbonitrurării.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Prenosil, B.* : Gefüge der Badnitrierten und in Ammoniak atmosphäre mit Kohlenwasserstoffzusatz hergestellten Schichten, Härterei-Technische Mitteilungen 20 (1965), Nr. 1, p. 41—49

[2] *Jack, D.H., Jack, K.H.* : Carbides and Nitrides in Steel, Materials Science and Engineering 11 (1973), p. 1—27.

[3] *Finnern, B., Kunst, H.*: Uber ein neues, unweltfreundliches Salzbadnitrier-verfahren, Härtrei-Technische Mitteilungen 30 (1975), Nr. 1, p. p. 26—31.

[4] *Astley, P.* : Liquid nitriding: development and present applications, Heat Treatment'73, The Metals Society Carlton House Terrace, London, 1974.

[5] *Cable, J. W., Roger, R.D.* : Nitemper — In Deutschland als Nikotrierverfahren angemeldet, Härterei-Technische Mitteilungen 26 (1971), Nr. 5, p. 375—378.

[6] * * * Triniding — Surface Combustion Division, Midland-Ross Corporation, 1971, publicația firmei.

[7] * * * Toughnizing — Tokyo Heat Treating Co, Yokohama, Publicația firmei, 1971.

[8] *Wünning, J.* : Neues Verfahren und Anlagen zum Nitrieren mit -Verbindungsschicht, Härterei-Technische Mitteilungen 29 (1974), Nr. 1, p. 42—47.

[9] *Kolozsváry, Z.* : Observation concerning the characteristics of soft nitriding in controlled atmosphere, Forging and Casting (Japonia) 1972, nr. 4, p. 43—46.

[10] *Kolozsváry, Z.* : Ujabb felismerések a sófürdös és gázat-moszférás nitridálások területén, Technos' 75, Budapest, 1975, p. 6—12.

[11] *Zysk, J., Tacikowski, J., Kasprzycka, E.* : Characteristic features of short — time nitrided layers on steel, Inmetherm '75, Karl-Marx-Stadt, 1975.

[12] *Watanabe, T.* A new stel for low-temperature nitricarburizing, Daido Steel Co, 1974, publicația firmei.

CZ: 621.785.6

Influența călirii izoterme asupra rezistenței la uzarea abrazivă a oțelurilor: 50VC11, VM18, 65M10

Ing. Lucia CAZACU-PETRUȚ, ing. Dragoș DIACONU, fiz. Helga WINGERT — I.C.P.T.S.C. București
Ing. Nicolae POMACU — Istitutul de cercetări și proiectări pentru mașini agricole — București.

Discurile și brăzdarele sînt organe active ale mașinilor agricole, puternic și complex solicitate în timpul exploatării. Este cunoscut faptul că, pînă în prezent, discurile și brăzdarele fabricate în țară au o durabilitate mică în exploatare, mai ales datorită uzării prin abraziune a muchiilor tăietoare. În acest sens, mărirea durabilității în exploatare a organelor active de la mașinile agricole constituie o problemă deosebit de importantă pentru economia națională, îndeosebi în ceea ce privește reducerea consumului de metal.

Obiectul experimentărilor noastre l-a constituit urmărirea comportării la uzare abrazivă a cîtorva oțeluri din care se fabrică discurile și brăzdarele în funcție de regimul de tratament termic, clasic (călire+revenire) și izoterm. Experimentările de călire clasică și izotermă s-au efectuat pe epruvete de tracțiune, de încovoiere la șoc și de uzare abrazivă (Ø 10 × ×30) prelevate și prelucrate din bare cu Ø 20mm din oțelurile : 50 VC 11(C-0,50 %; Si—0,28 %; Mn—0,90 %; Cr—1,02 %; V—0,17 %), VM 18(C—0,86 %; Si—1,19 %; Mn—1,78 %; Cr—0,101 %; V—0,10 %) și 65 M 10 (C—0,68 %; Si—0,19 %; Mn—1,26 %).

În vederea stabilirii condițiilor experimentale de tratament clasic și izoterm, s-au determinat

temperaturile de austenitizare cu ajutorul punctelor critice de transformare, rezultate din analiza dilatometrică diferențială pe probe de Ø3 × 50 mm (tabelul 1) și a relației empirice:

$$T_{aust} = A_{C1}(A_{C3}) + 50 \ldots 60°C.$$

Tabelul 1

Oțelul	Puncte critice (°C)	Temperaturi de austenitizare (°C)
50VC11	Ac1 : 740 Ac3 : 790	850... 860
VM18	Ac1b : 707 Ac1e : 736 Accem : 825	780... 790
65M10	Ac1 : 706 Ac3 : 790	840 ... 850

Temperaturile de transformare izotermă s-au evaluat pe baza valorilor de duritate indicate pe diagramele de transformare izotermă a fiecărui oțel, iar duratele corespunzătoare transformării izoterme complete s-au determinat prin analiza magnetică pe probe de Ø 3 × 30 mm.

În figurile 1,2 și 3 se prezintă curbele cinetice de transformare a oțelurilor, determinate la anizometru prin metoda analizei magnetice. Metoda se bazează pe legătura dintre saturația magnetică și volumul de fază feromagnetică. În timpul menținerii izoterme, austenita paramagnetică se transformă treptat în fază feromagnetică; ca urmare se produce o rotație a probei față de liniile cîmpului magnetic, care se înregistrează ca o deviere „α" cu ajutorul unui spot luminos pe o riglă gradată. Curbele cinetice de transformare pun în evidență intervale de timp diferite ale transformării izoterme complete, funcție de oțel și de temperatura treptei de transformare.

Timpul de transformare variază în funcție de treapta izotermă, fiind cu atît mai mare, cu cît temperatura de transformare este mai mică (tab. 1).

În cazul îmbunătățirii, temperaturile de revenire s-au stabilit în funcție de duritatea cerută după revenire.

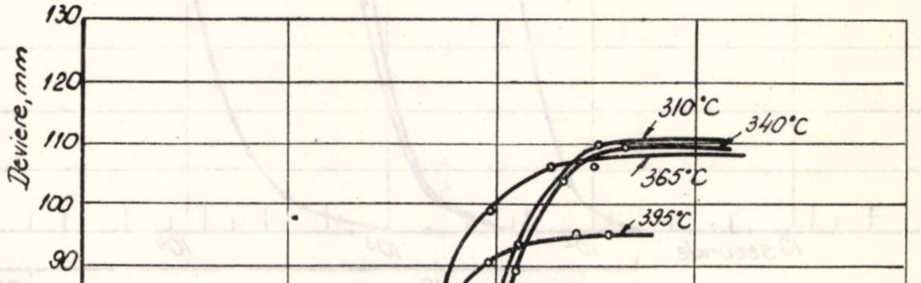


Fig. 1. Curbele cinetice de transformare ale oțelului 50VC11

Rezultate

Rezultatele încercării la rupere prin tracțiune sau prin șoc și ale încercării de uzare prin abraziune, obținute pe epruvete tratate clasic

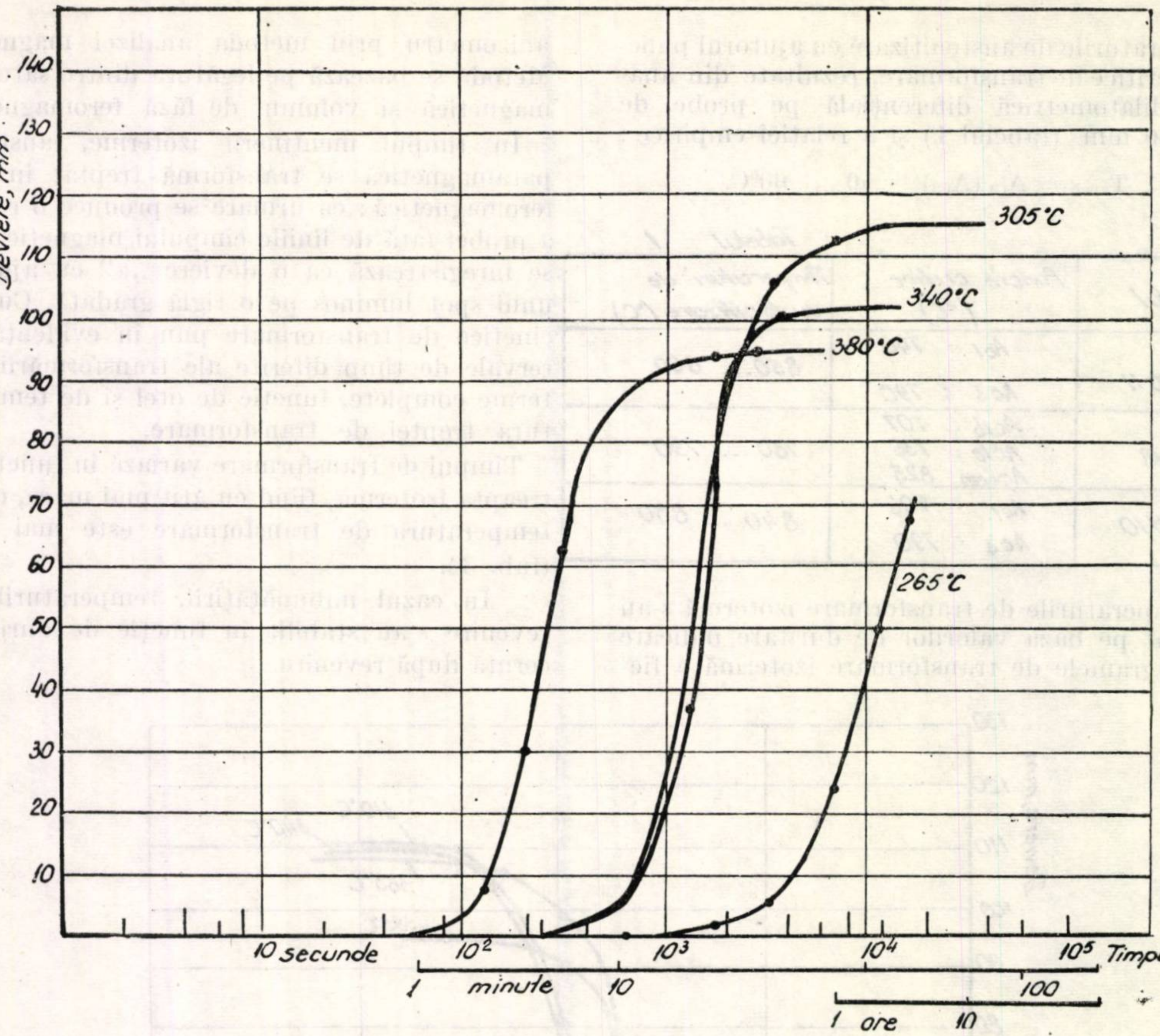


Fig. 2. Curbele cinetice de transformare ale oţelului VM18

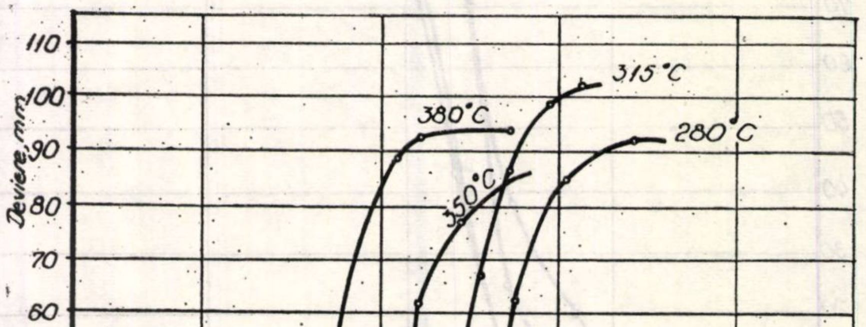


Fig. 3. Curbele cinetice de transformare ale oţelului 65M10

Tabelul 2

Tipul oțelului					
50VC11		VM18		65M10	
Temperatură (°C)	Timp (min)	Temperatură (°C)	Timp (min)	Temperatură (°C)	Timp (min)
310	10...15	265	260	280	40
340	8...10	305	180	315	25
365	6...7	340	70	350	10...12
395	5...6	380	50	380	8...10

Tabelul 3

Oțelul	Regimul de tratament termic		Caracteristici mecanice					Uzura masică (g)	
	Îmbunătățire	Călire izotermă	$R_{0,2}$ daN/mm²	R daN/mm²	A %	Z %	KCU daJ/cm²	I trecere	II trecere
50VC11	C: 860°C-ulei R: 420°C (2h)		162	166	8,4	32,1	5,2	0,075	0,10
	C: 860°C-ulei R: 460°C (2h)		141	144	8,9	37,1	5,9	0,23	0,24
		Cl: 860°C-280°C 20' baie sare	188	191	7,2	32,7	4,5	0,035	0,052
		Cl: 860°C-310°C 15' baie sare	155	159	10,3	44,1	5,9	0,033	0,046
		Cl: 860°C-340°C 10' baie sare	138	142	11,2	48,1	6,7	0,052	0,076
		Cl: 860°C-370°C 7' baie sare	119	127	12,1	54,2	8,4	0,07	0,08
VM18	C: 790°C-ulei R: 420°C (2h)		166	177	5,7	15,3	2,1	0,05	0,074
	C: 790°C-ulei R: 460°C (2h)		154	161	6,8	20,6	3,2	0,06	0,095
		Cl: 790°C-280°C 240' baie sare	181	188	5,9	17,2	2,3	0,044	0,046
		Cl: 790°C-310°C 180' baie sare	163	172	6,4	16,9	3,5	0,032	0,038
		Cl: 790°C-340°C 70' baie sare	153	166	7,8	26,5	4,1	0,048	0,051
		Cl: 790°C-380°C 50' baie sare	129	143	9,8	31,2	6,0	0,080	0,11
65M10	C: 850°C-ulei R: 420°C (2h)		120	148	4,3	17,5	3,5	0,11	0,21
	C: 850°C-ulei R: 460°C (2h)		90,6	122	12,1	48,5	4,7	0,18	0,22
		Cl: 850°C-280°C 40' baie sare	171	189	5,6	16,3	2,6	0,043	0,052
		Cl: 850°C-310°C 25' baie sare	147	165	7,2	32,1	4,1	0,058	0,088
		Cl: 850°C-340°C 15' baie sare	121	138	8,7	37,2	5,5	0,065	0,09
		Cl: 850°C-380°C 10' baie sare	91	113	11,5	47	6,8	0,10	0,18

C: călire; R: revenire; Cl: călire izotermă

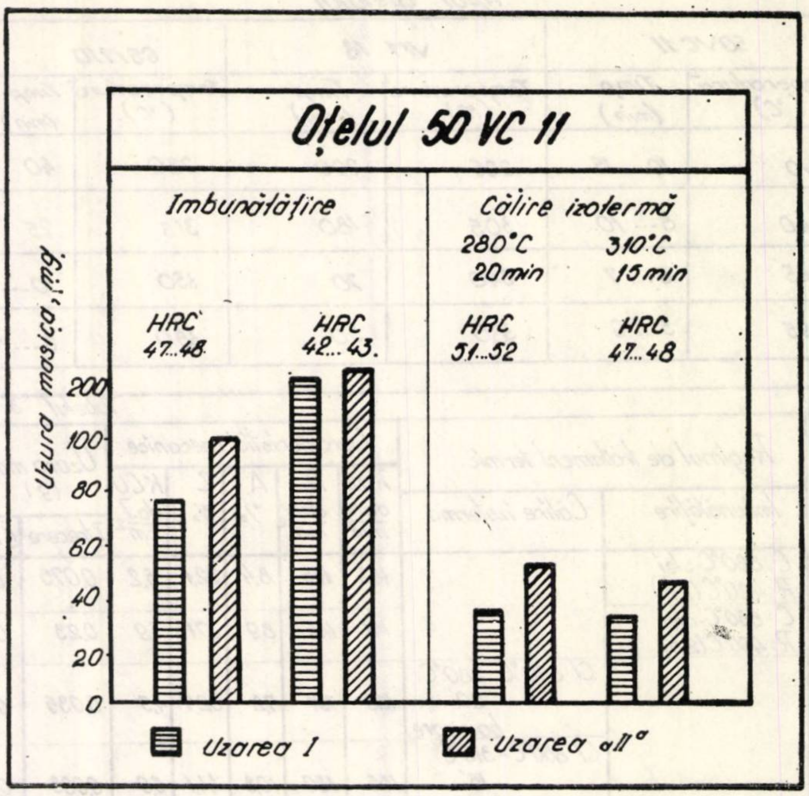


Fig. 4. Comportarea la uzare abrazivă a oțelului 50VC11 îmbunătățit și călit izoterm.

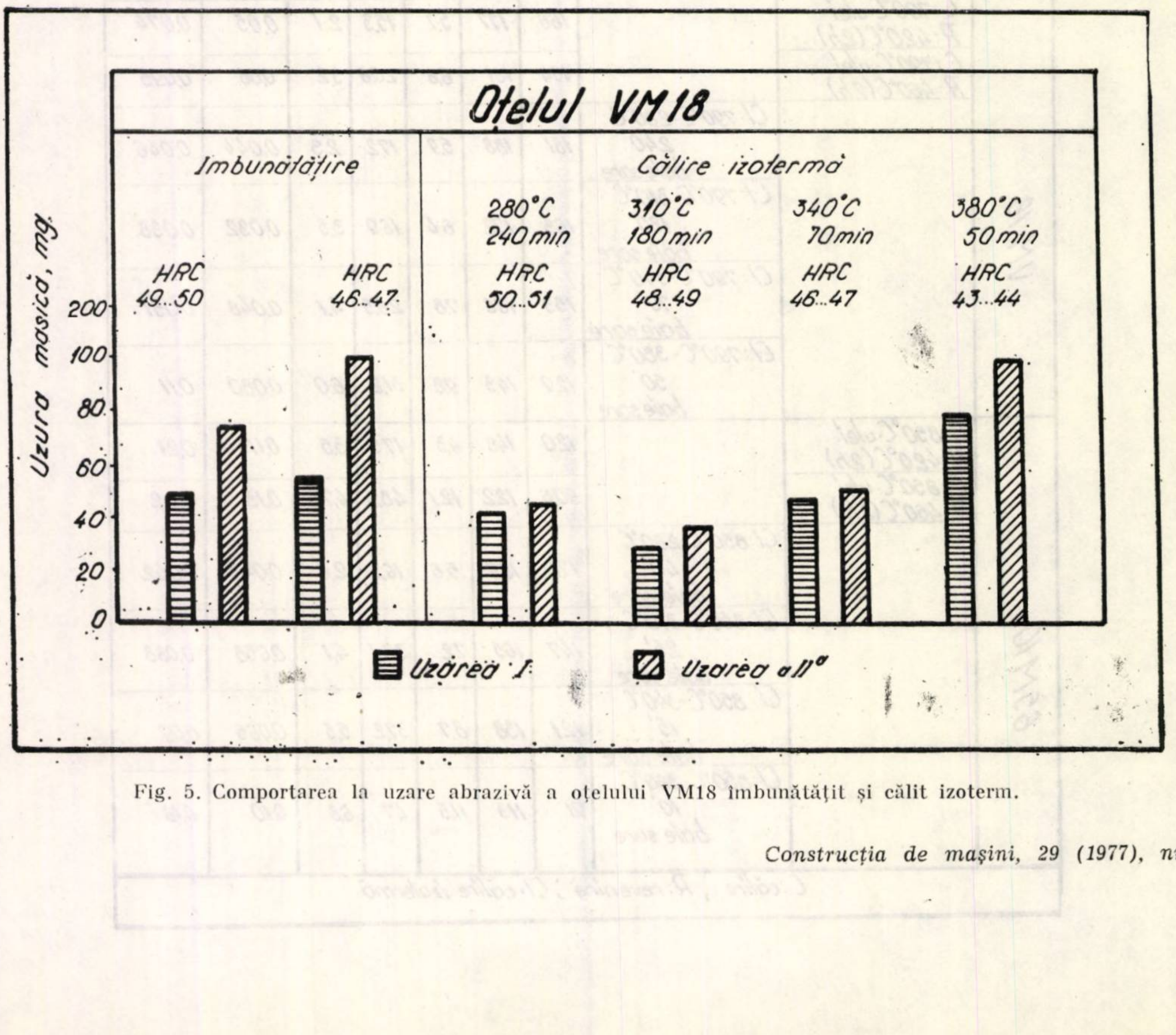


Fig. 5. Comportarea la uzare abrazivă a oțelului VM18 îmbunătățit și călit izoterm.

și izoterm după regimurile stabilite sînt prezentate în tabelul 3.

Se observă că prin călire izotermă rezistența la rupere și la curgere, alungirea și gîtuirea relativă prezintă valori mai ridicate comparativ cu valorile obținute prin călire clasică, fenomen explicabil prin prezența constituentului bainitic. Bainita inferioară asociază tenacitatea cu rezistența și duritatea și, ca urmare, prezintă proprietăți superioare martensitei de revenire obținută prin călire clasică. Reziliența are deasemeni valori mai mari pentru epruvetele călite izoterm.

Încercarea la uzare abrazivă s-a realizat cu ajutorul unui dispozitiv de prindere și fixare a epruvetelor pe o mașină rotativă de șlefuit cu turația de 400 rot/min. Uzarea s-a efectuat pe hîrtie abrazivă cu granulația 220, prin apăsarea cu o forță de 1 N, iar uzura masică (g) s-a determinat prin diferența între greutățile inițială și finală ale probei uzate.

În histogramele din figurile 4, 5 și 6 se pune în evidență diferența dintre uzura masică a probelor călite izoterm și uzura masică a probelor călite clasic (îmbunătățite) pentru oțelurile analizate. Astfel se observă că oțelul 50 VC 11 prezintă, la duritatea de 47 . . . 48 HRC, uzura masică de 100 mg în cazul probelor îmbunătățite și 50 mg în cazul probelor călite izoterm, 15 minute la 310°C.

Oțelul VM 18 prezintă pentru duritatea de 46 . . . 47 HRC uzura masică de 140 mg în cazul probelor îmbunătățite și de 60 mg în cazul probelor călite izoterm, 70 minute, la 340°C. Aceeași situație se remarcă și în cazul oțelului 65 M 10.

Uzura masică medie obținută pe probe îmbunătățite clasic, la duritatea de 47 . . . 48 HRC, este de 28 mg/min., iar la aceeași duritate, uzura masică obținută pe probe călite izoterm este de 13 mg/min.

În concluzie se poate afirma, că tratamentul de călire izotermă efectuat în condiții optime, micșorează cu 50 . . . 60 % uzura masică a oțelurilor analizate, îmbunătățind rezistența la uzare abrazivă.

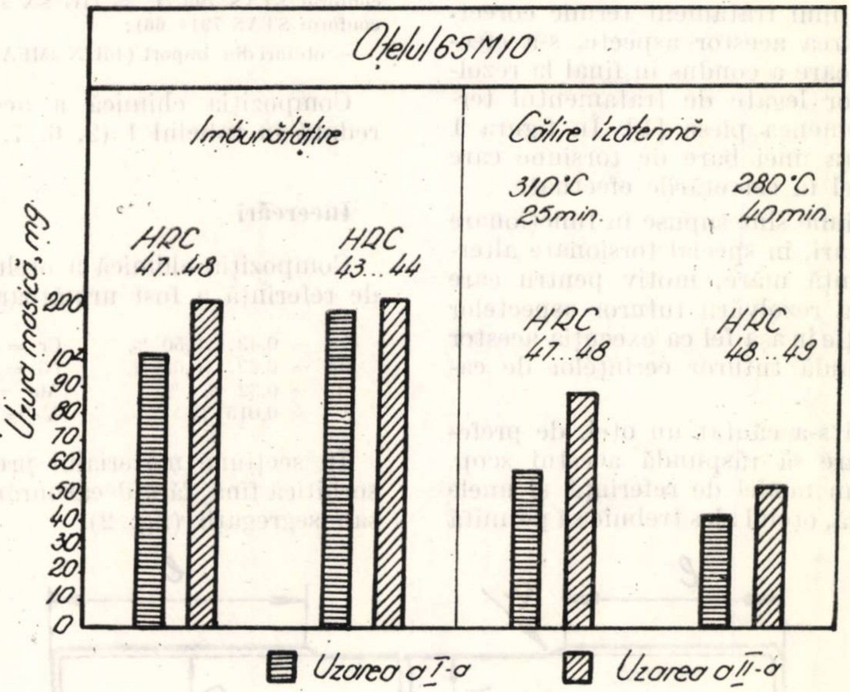


Fig. 6. Comportarea la uzare abrazivă a oțelului 65M10 îmbunătățit și călit izoterm.

Concluzii

Din experimentările efectuate, rezultă că procedeul de călire izotermă asigură, comparativ cu călirea clasică, o creștere a rezistenței la uzare abrazivă cu 100...120 %. In practică verificarea eficacității călirii izoterme s-a realizat pe seturi de discuri și brăzdare din oțelurile 50 VC 11, VM18 și 65 M10 montate la aceeași mașină.

S-a constatat că rezistența la uzare abrazivă a discurilor și brăzdarelor călite izoterm a fost cu 80 . . . 100 % mai mare decît rezistența la uzare a organelor active călite clasic, iar durabilitatea în exploatare a acestora a crescut cu 70...80 %.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Max — Planck — Institut für eisenforchung*: Atlas zur wärmebehandlung der stähle Werlag Stahleisen M.B.H., Düsseldorf, 1961.

[2] *I.R.S.I.D.*: Courbes de transformation des aciers de fabrication française, Ed. Dunod, Paris, 1960.

[3] *Imelman, W., Köstliv, K., Seghezii, H.D.*: Härterei — Technische-Mitteilungen, Band 27 — 1972.

[4] *Pavelescu, D.*: Concepții noi, calcul și aplicații în frecarea și uzarea solidelor deformabile, Ed. Academiei R.S.R., București 1971.

[5] *Vasiloiu, A.*: Completare la gama tipizată de cuptoare de tratament termic — Băi de călire izotermă STE-NT, ICTCM, București, 1971.

CZ: 621.78

Unele aspecte ale tratamentului termic al barelor de torsiune

Ing. Constantin TRĂISTARU, ing. Dan IONESCU – I.C.P.T.S.C. – București

Considerații generale

Articolul prezintă unele date asupra fabricării barelor de torsiune pentru anumite tipuri de autovehicule, cu referire specială la tratamentul termic al acestora. Necesitatea fabricării în țara noastră a unor bare de torsiune pentru anumite tipuri de autovehicule a ridicat, dată fiind importanța acestor piese și a solicitării la care sînt supuse în funcționare, o serie de probleme, cum ar fi:

— Alegerea unor oțeluri adecvate.

— Dificultatea fabricării în țară a barelor de torsiune din oțeluri obișnuite, fără o elaborare îngrijită.

— Aplicarea unui flux tehnologic corespunzător.

— Efectuarea unui tratament termic corect.

Pentru elucidarea acestor aspecte, s-a efectuat o cercetare care a condus în final la rezolvarea problemelor legate de tratamentul termic al unor asemenea piese [1]. În figura 1 este redată schița unei bare de torsiune care a servit de model în cercetările efectuate.

Barele de torsiune sînt supuse în funcționare unor solicitări mari, în special torsionare alternantă cu frecvență mare, motiv pentru care s-a pus problema rezolvării tuturor aspectelor legate de fabricație în așa fel ca execuția acestor piese să corespundă tuturor cerințelor de calitate.

În primul rînd s-a căutat un oțel, de preferință indigen, care să răspundă acestui scop. Avînd la bază un model de referință și unele date din literatură, oțelul ales trebuie să permită realizarea următoarelor caracteristici fizico-mecanice [1]:

— rezistența de rupere la tracțiune min. 150 daNmm/^{2};
— limită de curgere la tracțiune ,, 130 daN/mm^2;
— alungirea ,, 7 %;
— gîtuirea ,, 35 %;
— rezistența la șoc (reziliența) KCU ,, 3 daJ/cm^2;
— duritate după revenire 45...50 HRC

După cum se observă, caracteristicile de rezistență sînt destul de ridicate. Aceste piese fiind puternic solicitate la deformări elastice, oțelul din care se execută trebuie să asigure o călibilitate pătrunsă pentru a se obține în întreaga secțiune, după revenire, o structură sorbitică fină fără separări de ferită.

Pentru alegerea celor mai bune oțeluri, care pot fi folosite în fabricația acestor piese și care să asigure totalitatea caracteristicilor mecanice redate mai sus, precum și o bună anduranță, s-a avut în vedere cercetarea următoarelor tipuri de oțeluri:

— oțeluri indigene (ARC 1 (50 VC 11), ARC 3 și ARC 5 conform STAS 795-71, 35 HG SA asimilat cu 35 CMS 13 conform STAS 791–66);
— oțeluri din import (45HN 2MFA, conf. GOST4543–71)

Compoziția chimică a acestor oțeluri este redată în tabelul 1 (2, 6, 7, 8).

Incercări

Compoziția chimică a oțelului de la modelul de referință a fost următoarea:

C	= 0,43...0,50 %	Cr	= 0,90...0,98 %
Mn	= 0,63...0,68 %	Ni	= 1,43...1,46 %
Si	= 0,32 % %	Mo	= 0,20...0,25 %
P	= 0,015 %	V	= 0,17 %

În secțiune materialul prezintă o structură sorbitică fină, fără decarburări și fără incluziuni sau segregații (fig. 2).

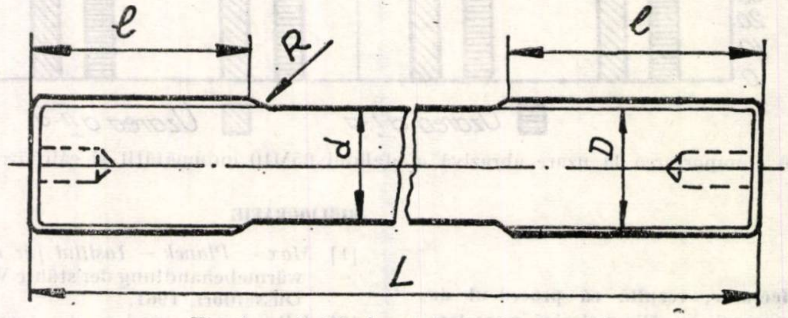


Fig. 1 — Schița barei de torsiune model

Variația durității în secțiunea axului de torsiune este redată în figura 3.

După cum se vede (fig. 2 și 3) axul de referință este corespunzător ca structură și duritate.

Aspectul exterior al acestor bare indică o prelucrare îngrijită, fără rizuri, urme de lovituri

Tabelul 1

Tip oţel / Compoz. chimică	ARC 1 (50 VC11)	ARC 3	ARC 5	35HGSA (35CMS13)	45 HN_2MFA
C	0,45... ...0,55	0,55... ...0,65	0,47... ...0,55	0,32... ...0,40	0,42... ...0,50
Mn	0,50... ...0,80	0,80... ...1,00	0,60... ...0,90	0,80... ...1,10	0,50... ...0,80
Si	0,17... ...0,37	1,30... ...1,80	1,50... ...2,00	1,10... ...1,40	0,17... ...0,37
Cr	0,80... ...1,10	max. 0,30	—	1,10... ...1,40	0,80... ...1,10
Ni	—	max. 0,30	max. 0,30	—	1,30... ...1,80
Mo	—	—	—	—	0,20... ...0,30
V	0,10... ...0,20	—	—	—	0,10... ...0,20

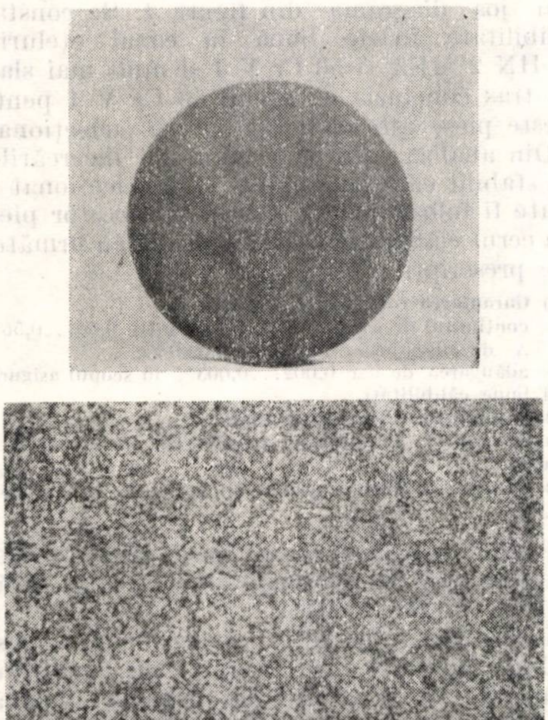


Fig. 2 — Mărire 1 : 1 macrostructura (a) şi mărire 500 : 1 microstructura (b) unei probe extrasă din bara de torsiune model. Atac nital.

sau alte defecte de suprafaţă. Pe suprafaţa barelor s-au observat urmele unei ecruisări cu alice de dimensiuni mici.

Pentru experimentări preliminare de tratament termic s-au ales probe din fiecare oţel în parte, avînd aceeaşi grosime cu piesele (38,5 şi 50 mm) şi lungime suficientă (350 mm) din care s-au putut preleva epruvete de tracţiune şi rezilienţă.

După primele încercări de tratament termic efectuate la diferite temperaturi de călire (850, 870 şi 900°C) la durate de menţinere de

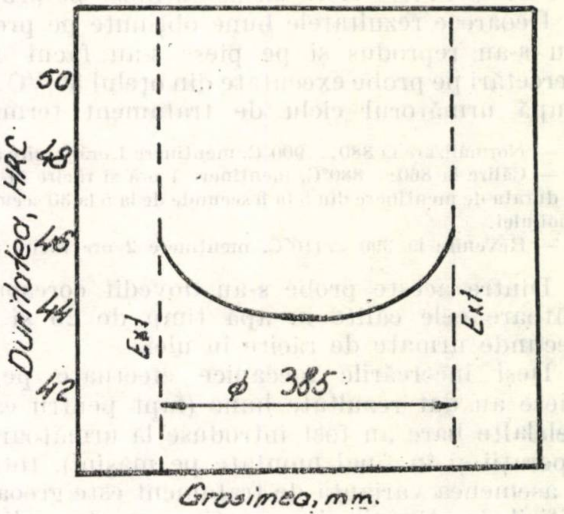


Fig. 3 — Variaţia durităţii în secţiunea barei de torsiune model.

1 şi 1,5 ore, urmate de revenire la diferite temperaturi (400, 420 şi 450°C) şi la durate de menţinere de 1,5 şi 2 ore, se reţin următoarele aspecte, pentru materialele indicate în tabelul 1.

Oţelurile ARC 3 şi ARC 5 nu au corespuns din nici un punct de vedere. Chiar după încercări repetate de tratament termic, la care s-a inclus înainte de călire şi operaţia de normalizare la 880 . . . 900° timp de 1 oră, nu s-au obţinute caracteristicile mecanice impuse. Structura obţinută după călire a fost bainită la margine, ajungînu-se către miez la perlită şi ferită. Duritatea în secţiunea piesei a avut variaţii mari, de la 50 la 35 HRC.

La oţelul 35 HGSA (35 CMS 13), deşi în parte s-au obţinut caracteristici mecanice corespunzătoare totuşi experimentările pe maşini nu au dat rezultate, toate axele de torsiune din lotul experimental de 16 bucăţi s-au distrus prematur, rupîndu-se în zonele racordării la partea canelată. Structura obţinută constă din bainită relativ grosolană. Duritatea în secţiune a piesei a fost de 43 . . . 49 HRC.

Oţelul 45 HN 2 MFA a dat rezultate foarte bune obţinîndu-se absolut toate caracteristicile peste limitele impuse, structura după revenire fiind sorbitică fină, iar duritatea absolut uniformă în toată masa piesei, comparabile cu piesa de referinţă.

Deşi acest oţel s-a dovedit cel mai bun pentru fabricaţia axelor de torsiune, fiind încă neasimilat în ţară şi foarte greu de procurat, s-a renunţat provizoriu la el, pînă în momentul producerii sale în ţară.

Oţelul 50 VC 11 a dat, de asemenea, rezultate bune şi fiind un oţel românesc uşor de procurat s-a decis execuţia unui lot de piese şi experimentarea lor în exploatare. Duritatea pe piese după călire a fost însă de 35 . . . 40 HRC în loc de 50 . . . 55 HRC cît se obţinuse pe probe.

Deoarece rezultatele bune obţinute pe probe nu s-au reprodus şi pe piese s-au făcut noi cercetări pe probe executate din oţelul 50 VC 11, după următorul ciclu de tratament termic :

— Normalizare la 880...900°C, menţinere 1 oră, răcire aer.
— Călire la 860...880°C, menţinere 1 oră şi răcire în apă la durata de menţinere din 5 în 5 secunde de la 5 la 30 secunde apoi ulei.
— Revenire la 390...410°C, menţinere 2 ore răcire aer.

Dintre aceste probe s-au dovedit corespunzătoare cele călite în apă timp de 25 şi 30 secunde urmate de răcire în ulei.

Deşi încercările mecanice efectuate pe 4 piese au dat rezultate bune (fapt pentru care celelalte bare au fost introduse la următoarele operaţii şi în final montate pe maşini), totuşi o asemenea variantă de tratament este greoaie, dificil de stăpînit şi respectiv greu de realizat în producţia de serie, conducînd în multe cazuri la deformări mai mari de 5 mm, valoare neadmisă în documentaţie.

Totodată, cîteva piese s-au rupt cu totul prematur (sub 3000 km), iar la altele s-a observat o încovoiere relativ mare (peste 5 mm) care a condus ulterior la fisurarea pieselor în zona de racordare a canelurilor.

Ca urmare a rezultatelor necorespunzătoare din exploatare s-au efectuat şi alte experimentări pe probe din oţel 45 HN 2 MFA şi 50 VC 11 pentru a scoate în evidenţă şi unele aspecte legate de elaborarea oţelurilor şi anume :

— Determinarea calibiiităţii (JOMINY).
— ” mărimii grăuntelui austenitic.
— ” punctajul de incluziuni nemetalice.

Aceste determinări precum şi compoziţia chimică care a fost făcută la începutul experimentărilor, au arătat umătoarele :

— Compoziţia chimică a fost în limitele standardelor de oţeluri.
— Din punct de vedere al călibilităţii frontale, probele au arătat o zonă martensitică de 13 mm în cazul probelor din oţel 50 VC 11 şi de 50 mm în cazul oţelului 45 HN 3 MFA (mult mai bun decît 50 VC 11).
— Punctajul mărimii grăuntelui austenitic a fost, în cazul oţelului 50 VC 11, foarte neomogen şi anume pe acelaşi cîmp metalografic au fost grăunţi cu mărimea de la 2 la 8 ceea ce atestă o călibilitate nesatisfăcătoare. În cazul oţelului 45 HN 2 MFA acest punctaj a fost extrem de omogen (8...9) de unde şi călibilitatea foarte bună.
— Punctajul de incluziuni nemetalice a fost, de asemenea, diferit şi anume punctaj 4 la oţelul 45 HN 2 MFA.

În urma acestor determinări s-a tras o primă concluzie şi anume, că **oţelul pentru aceste piese trebuie elaborat special cu garantarea compoziţiei chimice, a călibilităţii, mărimii grăuntelui austenitic şi a incluziunilor nemetalice.**

Din date obţinute de la alţi producători de piese de acest tip s-a constatat că materialul uzual folosit la fabricarea acestor repere este oţelul crom-vanadiu, tratat termic clasic (normalizare, călire şi revenire), rezultînd valori corespunzătoare şi foarte omogene.

Pentru completarea cunoştinţelor s-au făcut unele determinări pe piese similare procurate din import.

— Analiza acestor piese a arătat că oţelul folosit (50 Cr V 4) are aceeaşi compoziţie chimică cu oţelul 50 VC 11 avînd însă conţinutul de carbon la limita superioară, comparativ cu oţelul românesc.
— Duritatea după călire a fost întotdeauna de ordinul 50... 55 HRC.
— Zona martensitică s-a situat pe o lungime de 45 mm.
— Punctajul grăuntelui austenitic a fost de 7...8.
— Punctajul de incluziuni — 4.

Aceste determinări au dovedit că şi acest oţel se apropie de oţelul 45 HN 2 MFA fiind elaborat mai îngrijit decît 50 VC 11.

Pentru a se putea urmări comparativ gradul de călibilitate al celor trei mărci de oţeluri (50 VC 11, 50 Cr V 4, şi 45, HN 2 MFA) se redă mai jos diagrama din figura 4. Se constată călibilitate foarte bună în cazul oţelurilor 45 HN 2 MFA şi 50 Cr V 4 şi mult mai slabă s-a tras concluzia că oţelul 50 Cr V 4 pentru aceste piese este elaborat special (selecţionat).

Din analiza tuturor rezultatelor încercărilor, s-a stabilit că oţelul 50 VC 11 neselecţionat nu poate fi folosit pentru fabricaţia acestor piese. S-a cerut elaborată o şarjă specială cu următoarele prescripţii :

a) Garantarea compoziţiei chimice :
— conţinutul de carbon să fie situat între 0,50...0,55 % ;
— ,, de sulf şi fosfor maximum 0,020 % ;
— adăugarea de bar 0,002...0,003 % în scopul asigurării unei bune călibilităţi.
b) Garantarea călibilităţii frontale.
c) Garantarea conţinutului maxim de incluziuni la un punctaj 3.
d) Garantarea mărimii grăuntelui austenitic în limitele de 5...8.

Paralel cu elaborarea unei şarje speciale din oţel 50 V 11 s-a reuşit asimilarea în ţară a oţelului 45 HN 2 MFA.

Încercările efectuate pe probe din aceste oţeluri (produse de serie) au confirmat rezultate, obţinîndu-se la primele încercări valori corespunzătoare ale caracteristicilor mecanice şi structură similară cu a axelor de referinţă. Trecîndu-se la experimentarea în exploatare a unui lot de piese s-a constatat buna lor comportare şi o durabilitate mare în serviciu, din care cauză s-au reţinut ambele oţeluri pentru fabricaţia de serie.

Fluxul tehnologic

Pentru stabilirea unui flux tehnologic corect s-a pornit de la datele din literatură, de la experimentările efectuate, precum şi de la experienţa de fabricaţie pentru alte piese asemănătoare.

Fluxul tehnologic adoptat, care a dat rezultate bune pentru fabricaţia acestor piese, a fost următorul:

— Forjare la 1150 — 850°C.

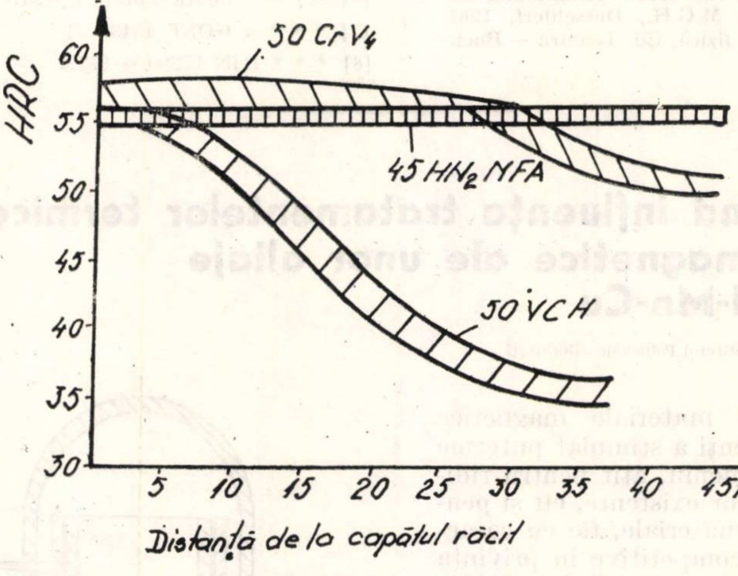


Fig. 4 — Diagrama de călibilitate pentru oţelurile 50CrV4, 50VC11 şi 45HN2MFA.

— Recoacere de înmuiere la 680 . . . 700°C, două ore şi răcire în cuptor pînă sub 400°C.

— Prelucrări mecanice intermediare.

Prelucrările mecanice, atît înainte cît şi după tratamentul termic, s-au făcut cu mare precauţie pentru a nu se produce defecte superficiale, loviri, zgirieturi, ciupituri, etc., cu scopul de a nu exista pericolul apariţiei concentratorilor de tensiune care sînt generatori de ruperi premature, prin oboseală. Transportul interoperaţii al acestor piese s-a făcut în permanenţă cu juguri de lemn tocmai pentru a preîntîmpina apariţia unor loviri sau alte defecte.

— Normalizare la 880 . . . 890°C, o oră, aer.

— Încălzire în vederea călirii la 860 . . .870°C, menţinere o oră.

— Călire în ulei încălzit la 30 . . .80°C.

— Revenire la 400 . . . 420°C, menţinere două ore, răcire ulei.

— Operaţia de revenire s-a executat în cel mult 4 ore după călire.

Toate operaţiile de tratament termic s-au efectuat în cuptoare verticale.

— Control duritate la 2. . .5 piese pe lot, pe caneluri la ambele capete şi pe partea activă.

— Controlul deformării axelor.

Barele cu o săgeată mai mică de 5 mm au fost admise şi au intrat mai departe pe flux, iar cele cu peste 5 mm sînt supuse operaţiei de redresare, operaţie care se face după o recoacere similară cu cea de înmuiere după care se repetă tratamentul termic.

— Încercări mecanice şi de structură, determinări care s-a făcut pe bara cu cea mai mare deformaţie din lotul de tratament, sau pe cea care prezintă unele defecte de suprafaţă, dar care corespunde la controlul durităţii.

— Rectificare.

— Controlul defectoscopic feromagnetic (feroflux), pe toate piesele.

Acest control este necesar, pe de o parte pentru a îndepărta eventualele piese fisurate şi pe de altă parte să nu se introducă piese eventual fisurate la operaţia de pretorsionare, piese care ar putea conduce prin ruperea lor la eventuale accidente.

— Ecruisarea cu alice.

Ecruisarea are loc timp de 5 minute pe toată bara apoi se pun manşoane protectoare pe caneluri şi se va continua operaţia încă 5 minute. Alicele vor fi din oţel avînd ∅0,6. . . . . .0,8 mm, iar viteza jetului va fi de 60. . .80 mm/sec.

— Pretorsionarea — probă care se efectuează la toate barele corespunzătoare pînă la această operaţie.

Ea constă din supunerea pieselor (pe o maşină specială) la o pretorsionare la un anumit moment de torsiune (2500 kgfm). Unghiul de pretorsionare este de 90°, bara va trebui să revină la 35. . .38°; se porneşte de la această deformaţie din nou la 90° de cel puţin trei ori şi în final deformaţia remanentă nu va trebui să depăşească 1° şi 50 minute.

— Controlul defectoscopic feromagnetic (feroflux).

Acest control se va efectua la toate piesele pentru depistarea eventualelor axe fisurate la proba de pretorsionare şi ca urmare, îndepărtarea lor din ciclul de fabricaţie.

Toate barele care s-au comportat bine la toate probele inclusiv pretensionarea şi controlul feroflux sînt admise pentru montare pe maşini.

Transportul acestor piese după gresare se va face tot cu juguri de lemn de la furnizor la beneficiar, din motivele arătate mai sus.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * : Alegerea materialului și elaborarea tehnologiei de tratament termic pentru bare de torsiune. Studiu și experimentări, elaborat de ICPTSC — București.

[2] *Wever, E., Rose, A.* : Atlas zür Wärmebehandlung der Stähle, Verlag Stahleisen M.G.H., Dusseldorf, 1961.

[3] *Schumann, H.* : Metalurgie fizică, Ed. Tehnică — București 1962.

[4] *A.S.M.* Metals Handbook — vol. I și II, ediția a 8-a American Society for metals — OHIO-SUA.

[5] *Mantea, S., Dulămiță, T.* : Teoria și practica tratamentelor termice, Ed. Tehnică, București, 1966.

[6] * * * : Fonte și oțeluri, ESIP București, 1973.

[7] * * * : GOST 4543—71

[8] * * * DIN 17200 și 17221

CZ : 621.78

Cercetări privind influența tratamentelor termice asupra proprietăților magnetice ale unor aliaje din sistemul Al-Mn-Cu

Dr. ing. Mihai **URSACHE** — Institutul Politehnic — București

Cererea crescîndă de materiale magnetice pentru magneți permanenți a stimulat puternic cercetările din acest domeniu, atît pentru ridicarea performanțelor celor existente, cît și pentru obținerea unor noi materiale, fie cu caracteristici superioare, fie competitive în privința prețului de cost. Lucrarea prezintă o parte din cercetările autorului asupra aliajelor din sistemul Al-Mn-Cu, susceptibile de a fi utilizate ca magneți permanenți.

Aliajele studiate și metodele de obținere și cercetare

Aliajele cercetate sînt de tipul $Al_{0,89}$, $Mn_{1,11-x}$, Cu_x cu x = 0,06 + 0,21 și au fost elaborate într-un cuptor cu inducție în vid, adaptat special posibilității de deplasare pe verticală pentru a asigura o bună omogenizare a topiturii (fig. 1).

Compoziția chimică a probelor s-a determinat prin analiză röntgenfluorescentă cu etalon, iar rezultatele sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Aliajul	Compoziția chimică, % atomice.			
	Al	Mn	Cu	Rest.
1Cu	44,78	52,07	3,09	0 06
2Cu	45,00	48,78	6,18	0,04
3Cu	44,49	45,23	10,20	0,08

După o recoacere de omogenizare de 22 ore la 1050°C, probele cilindrice tăiate la discul abraziv au fost călite de la 950°C și 1050°C în apă și apoi revenite la temperaturi între 300°C și 600°C timp de o oră.

Pentru determinarea temperaturilor de transformare în stare solidă s-au utilizat metode termodiferențiale și dilatometrice completate cu rezultatele analizei difractometrice și la microsonda electronică cu raze X.

Duritatea probelor s-a măsurat prin metoda microdurității, rezultatele fiind prelucrate pe

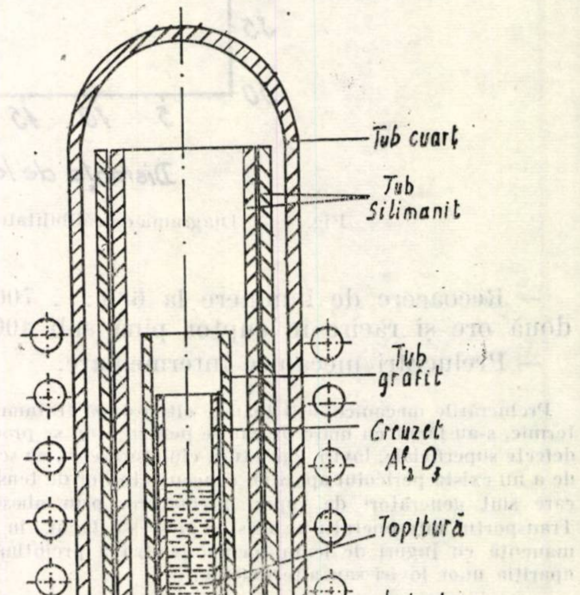


Fig. 1. Instalație de topire cu inducție în vid.

un calculator electronic prin luarea în considerarare a proporției și repartiției fazelor prezente.

Pentru a determina structura cristalină și proporția fazelor prezente, s-au utilizat metode difractometrice [1, 2, 3], iar morfologia, repartiția și compoziția chimică a fazelor prezentate au fost determinate la microsonda electronică cu raze X.

Pentru măsurători magnetice s-a utilizat un permeametru cu jug tip M1-AEG.

Prezentarea rezultatelor și interpretarea lor

În figura 2 este prezentată diagrama binară Al-Mn, [4], [5], completată cu triunghiul concentrațiilor pentru diagrama ternară Al-Mn-Cu, pe care este indicat domeniul monofazic ϰ, [6], [7] și începutul domeniului aliajelor Heusler (hașuri orizontale) [6], [8]. În figura 3 este prezentată o secțiune verticală pe linia de 45 % (at.) Al, determinată pe baza datelor analizei termodiferențiale și dilatometrice, completate cu determinările difractometrice și studiul la microsonda electronică cu raze X.

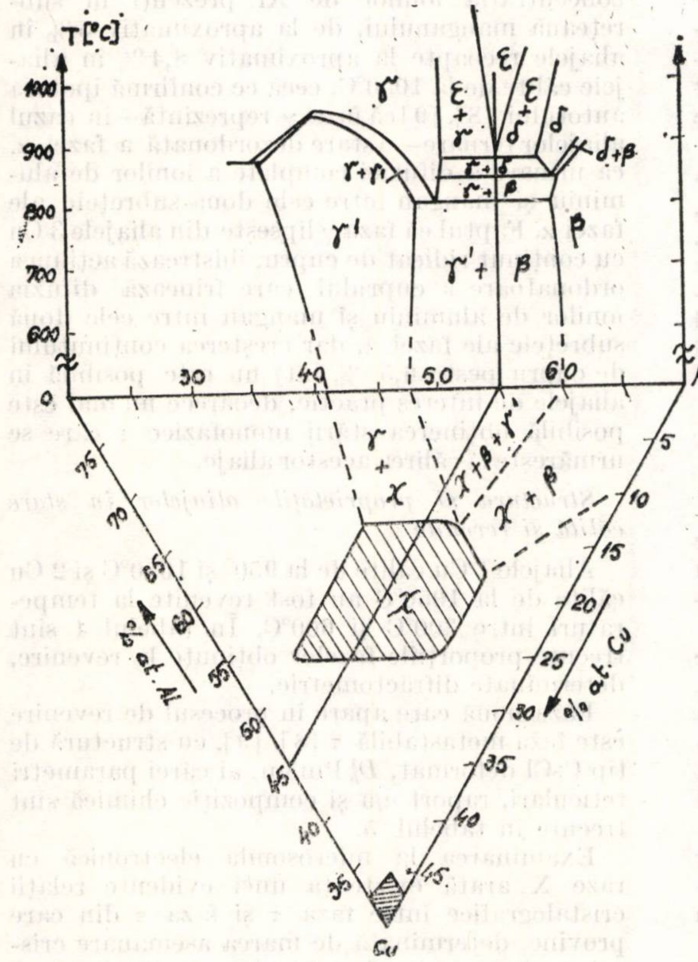


Fig. 2. Diagrama binară Al-Mn /4/, /5/, completată cu triunghiul concentrațiilor pentru diagrama ternară Al-Mn-Cu.

Structura și proprietățile aliajelor în stare recoaptă

Analiza difractometrică și la microsondă arată că în stare recoaptă aliajele notate 1 Cu și 2 Cu sînt constituite din trei faze $(\beta + \gamma' + \varkappa)$, iar aliajul notat 3 Cu este constituit din două faze $(\gamma' + \varkappa)$, proporția, compoziția și structura fazelor fiind prezentate în tabelul 2.

Din măsurătorile magnetice, ținînd cont că faza ϰ este singura fază feromagnetică din aceste aliaje și luînd în considerare proporția în care se află, rezultă că magnetizarea de saturație a acestei faze este $M_s\varkappa = (3{,}92 \div 3{,}95)\, 10^5$ A/m, cîmpul magnetic de anizotropie, $H_A = 1{,}60.10^6$ A/m, constanta de anizotropie, $k = 5{,}12.10^5$ J/m^3 și temperatura Curie, $T_c = 536$°K. Momentul mediu al fazei este $\bar{\mu} = 0{,}562$ $\mu_{B.P.}$/atom ($\mu_{B.P.}$ = magneton Bohr-Procopiu).

Interpretarea proprietăților magnetice ale fazei ϰ cu cupru, se poate face admițînd o structură de tip CsCl [8], [9] (rezultată din determinările difractometrice), formată din două subrețele cubice simple interpătrunse, una ocupată în principal de ionii de Mn și Cu, iar a doua

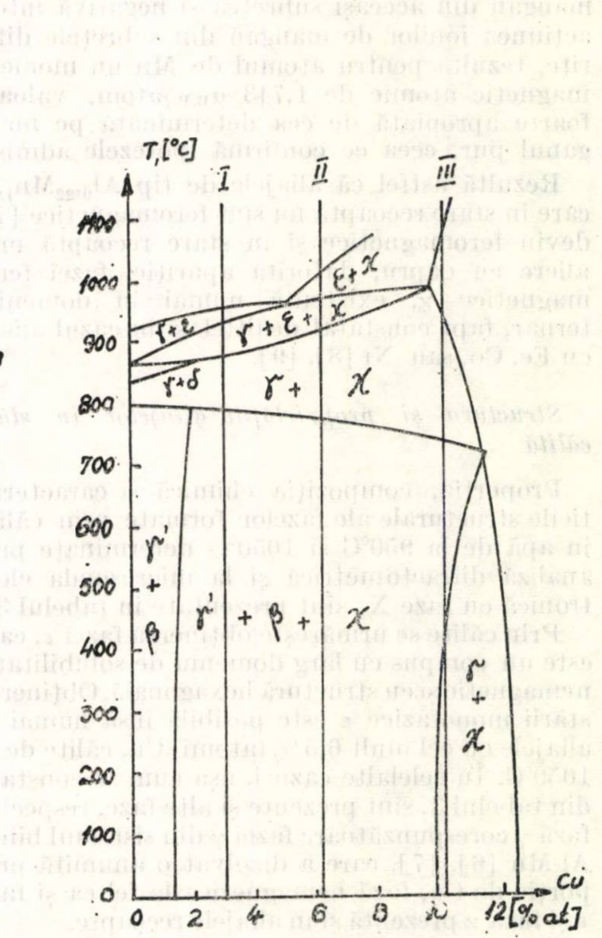


Fig. 3. Secțiune verticală prin diagrama ternară Al-Mn-Cu pe linia de 45 % (atomi) Al.

Tabelul 2

Faza	Comp. chimică [% at]			Cantitatea de fază [%]			Structura	Tip structural	Parametrii retic. [A°]		C/a	$\rho \times 10^{-3}$ [kg/m³]	M (A)	Grup. spațial
	Al	Mn	Cu	1 Cu	2 Cu	3 Cu			a.	c.				
β	39,70	59,00	1,30	49,60	32,20	—	A_{13} (β-Mn)	O_7	6,475	—	—	5,39	A=20	$P_{41}32$
γ'	52,23	46,50	1,25	33,90	23,50	19,70	A_2 (de Fermet)	Dh_h^9	2,750	3,420	1,243	5,31	A=2	Im3m
χ	44,80	42,80	12,40	16,50	—	—	B_2 (CsCl)	O_h^1	2,984	—	—	5,50	M=1	Pm3m
	45,00	42,60	12,40	—	44,30	—						5,49		
	44,55	43,05	12,40	—	—	80,30						5,51		

de ionii de Al, dar existînd o anumită difuzie între ionii celor două subrețele. În aceste condiții s-a determinat că ionii de Cu se repartizează proporțional cu concentrația ionilor de Mn din cele două subrețele, cuprul comportîndu-se ca un element de substituție față de mangan. Pe baza acestor ipoteze de distribuție și considerînd pozitivă interacțiunea ionilor de mangan din aceeași subrețea și negativă interacțiunea ionilor de mangan din subrețele diferite, rezultă pentru atomul de Mn un moment magnetic atomic de 1,743 $\mu_{B.P.}$/atom, valoare foarte apropiată de cea determinată pe manganul pur, ceea ce confirmă ipotezele admise.

Rezultă astfel că aliajele de tip $Al_{0,22}Mn_{1,11}$, care în stare recoaptă nu sînt feromagnetice [7], devin feromagnetice și în stare recoaptă prin aliere cu cuprul, datorită apariției fazei feromagnetice ϰ, existentă numai în domeniul ternar, fapt constatat dealtfel și în cazul alierii cu Fe, Co, sau Ni [8], [9].

Structura și proprietățile aliajelor în stare călită

Proporția, compoziția chimică și caracteristicile structurale ale fazelor formate prin călire în apă de la 950°C și 1050°C determinate prin analiză difractometrică și la microsonda electronică cu raze X, sînt prezentate în tabelul 3.

Prin călire se urmărește obținerea fazei ε, care este un compus cu larg domeniu de solubilitate, nemagnetic și cu structură hexagonală. Obținerea stării monofazice ε este posibilă însă numai la aliajele cu cel mult 6,5 % (atomi) Cu, călite de la 1050°C. În celelalte cazuri, așa cum se constată din tabelul 3, sînt prezente și alte faze, respectiv faza γ corespunzătoare fazei γ din sistemul binar Al-Mn [6], [7], care a dizolvat o anumită proporție de Cu, fază nemagnetică la fel ca și faza ε și faza ϰ prezentă și în aliajele recoapte.

Faza ϰ este, ca și în cazul aliajelor recoapte, singura fază feromagnetică prezentă în aliajele călite, iar din măsurătorile magnetice și luarea în considerare a proporției în care se află, rezultă că are o magnetizare de saturație $M_{s\varkappa} = 3{,}575.10^5$ A/m pentru probele călite de la 950°C și $M_{s\varkappa} = 3{,}566.10^5$ A/m pentru probele călite de la 1050°C, iar momentele magnetice medii sînt respectiv $\mu_1 = 0{,}558$ $\mu_{B.P.}$/atom și $\mu_2 = 0{,}514$ $\mu_{B.P.}$/atom.

Analizînd distribuția ionilor în cele două subrețele cubice simple ale fazei ϰ, se observă că odată cu creșterea temperaturii de călire, crește concentrația ionilor de Al prezenți în subrețeaua manganului, de la aproximativ 3 % în aliajele recoapte la aproximativ 8,4 % în aliajele călite de la 1050°C, ceea ce confirmă ipoteza autorului [8], [9] că faza γ reprezintă—în cazul aliajelor ternare—o stare dezordonată a fazei ϰ, ca urmare a difuziei complete a ionilor de aluminiu și mangan între cele două subrețele ale fazei ϰ. Faptul că faza γ lipsește din aliajele 3 Cu cu conținut ridicat de cupru, ilustrează acțiunea ordonatoare a cuprului care frînează difuzia ionilor de aluminiu și mangan între cele două subrețele ale fazei ϰ, dar creșterea conținutului de cupru peste 6,5 % (at) nu este posibilă în aliajele de interes practic, deoarece nu mai este posibilă obținerea stării monofazice ε care se urmărește la călirea acestor aliaje.

Structura și proprietățile aliajelor în stare călită și revenită

Aliajele 1 Cu călite de la 950° și 1050°C și 2 Cu călite de la 1050°C au fost revenite la temperaturi între 300°C și 600°C. În tabelul 4 sînt trecute proporțiile fazelor obținute la revenire, determinate difractometric.

Faza nouă care apare în procesul de revenire este faza metastabilă τ [8], [9], cu structură de tip CsCl deformat, D_h^1 Pm3m, ai cărei parametri reticulari, raport c/a și compoziție chimică sînt trecute în tabelul 5.

Examinarea la microsonda electronică cu raze X arată existența unei evidente relații cristalografice între faza τ și faza ε din care provine, determinată de marea asemănare cristalografică a planelor $(0001)_\varepsilon$ cu $(011)_\tau$, fapt care conduce la existența unor legături coerente între cele două faze în primele stadii ale revenirii.

Dependența magnetizării de saturație M_s, a inducției remanente B_r, a cîmpului coercitiv H_c

Tabelul 3

Faza	T călire [°C]	Comp. chimică [% at.] Al	Mn	Cu	Aliaj.	% Faze	Structura	Tip. structural.	Param. retic. [A°] a	c	c/a.	$\rho \times 10^{-3}$ [ka/m²]	M (A)	Grup spaţia
χ	950	—	—	—	1Cu		B_2 (CsCl)	O_h^1	—	—	—	—	M=1	Pm 3m
		45,00	44,90	10,10	2 Cu	46,0			2,987	—	—	5,38		
		44,55	45,25	10,20	3 Cu	100,0			2,987	—	—	5,39		
	1050	—	—	—	1 Cu	—			—	—	—	—		
		—	—	—	2 Cu	—			—	—	—	—		
		44,55	45,25	10,20	3 Cu	100,0			2,990	—	—	5,39		
γ	950	48,83	49,87	1,30	1 Cu	14,2	A_2	O_h^9	2,948	—	—	5,35	A=2	Im 3m
		48,15	50,55	1,30	2 Cu	12,0			2,948	—	—	5,37		
		—	—	—	3 Cu	—			—	—	—	—		
	1050	—	—	—	1 Cu	—			—	—	—	—		
		—	—	—	2 Cu	—			—	—	—	—		
		—	—	—	3 Cu	—			—	—	—	—		
ε	950	44,10	52,50	3,40	1 Cu	85,2	B_{81} (Mg)	D_{6h}^4	2,708	4,360	1,610	5,15	A=2	PG_3/mmc
		44,15	52,52	3,33	2 Cu	42,0			2,708	4,360	1,610	5,15		
		—	—	—	3 Cu	—			—	—	—	—		
	1050	44,80	52,10	3,10	1 Cu	100,0			2,708	4,360	1,610	5,12		
		45,00	48,80	6,20	2 Cu	100,0			2,719	4,320	1,590	5,12		
		—	—	—	3 Cu	—			—	—	—	—		

Tabelul 4

T. revenire [°C]	% ε			% τ			% γ	% χ				% γ'				% ß			
	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu	1 Cu		2 Cu	3 Cu	1 Cu		2 Cu	3 Cu	1 Cu		2 Cu	3 Cu
	950	1050		950	1050		950	950	1050			950	1050			950	1050		
300	55,4	74,3	61,3	27,3	25,7	38,7	10,2	—	—	—	100,0	7,1	—	—	—	—	—	—	—
400	18,2	27,3	21,9	70,6	72,7	78,1	—	—	—	—	100,0	11,2	—	—	—	—	—	—	—
500	—	8,1	—	70,2	85,0	67,0	—	7,3	6,9	11,7	90,7	13,8	—	10,3	9,3	8,7	—	11	—
600	—	—	—	32,5	37,6	38,0	—	15,7	14,3	24,2	84,6	19,1	17,7	15,5	15,4	32,7	30,4	22,3	—

Tabelul 5

T rev. [°C]	Al [%at]			Mn[% at]			Cu [%at]			a [A°]			C [A°]			c/a			$\rho \times 10^{-3}$[kg/m³]		
	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu
	950	1050		950	1050		950	1050		950	1050		950	1050		950	1050		590	1050	
300	44,15	44,85	45,00	52,47	52,07	48,88	3,38	3,08	6,12	2,770	2,770	2,770	3,596	3,597	3,594	1,301	1,302	1,300	5,15	5,15	5,16
400	44,35	45,00	45,15	52,34	51,98	48,85	3,31	3,02	6,02	2,771	2,772	2,773	3,595	3,595	3,593	1,300	1,300	1,294	5,15	5,15	5,16
500	44,60	45,22	45,51	52,26	51,92	48,82	3,14	2,86	5,67	2,774	2,774	2,775	3,592	3,593	3,592	1,296	1,295	1,288	5,14	5,15	5,15
600	45,15	45,70	46,41	52,23	51,91	48,79	2,62	2,39	4,80	2,776	2,775	2,776	3,590	3,591	3,580	1,286	1,287	1,285	5,13	5,14	5,14

şi a energiei magnetice (BH) , de temperatura de revenire pentru aliajele 1 Cu călite de la 950°C şi 1050°C şi 2 Cu călite de la 1050°C, este prezentată în figurile 4 5, 6, 7, iar în figura 8 sînt

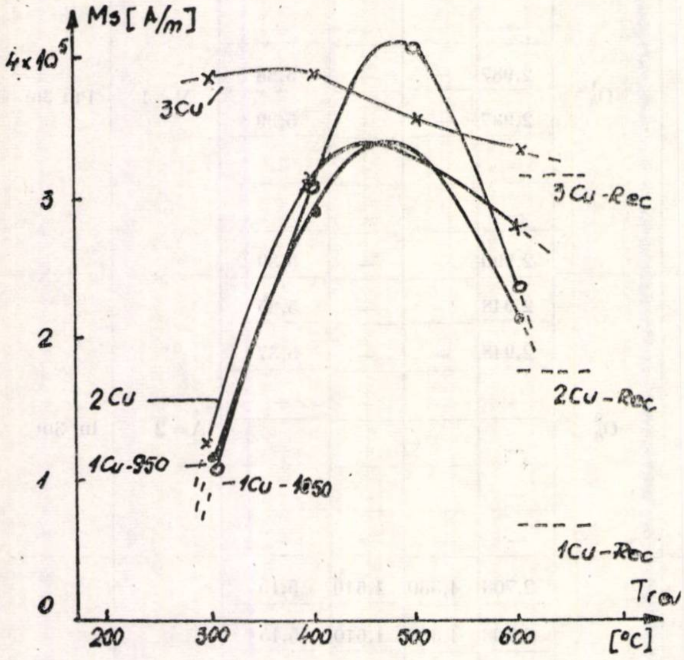


Fig. 4. Dependenţa magnetizării de saturaţie de temperatura de revenire.
/Cu—Rec : 2Cu—Rec : 3Cu—REC—nivelul de saturaţie ale elicielor în stare recoaptă.

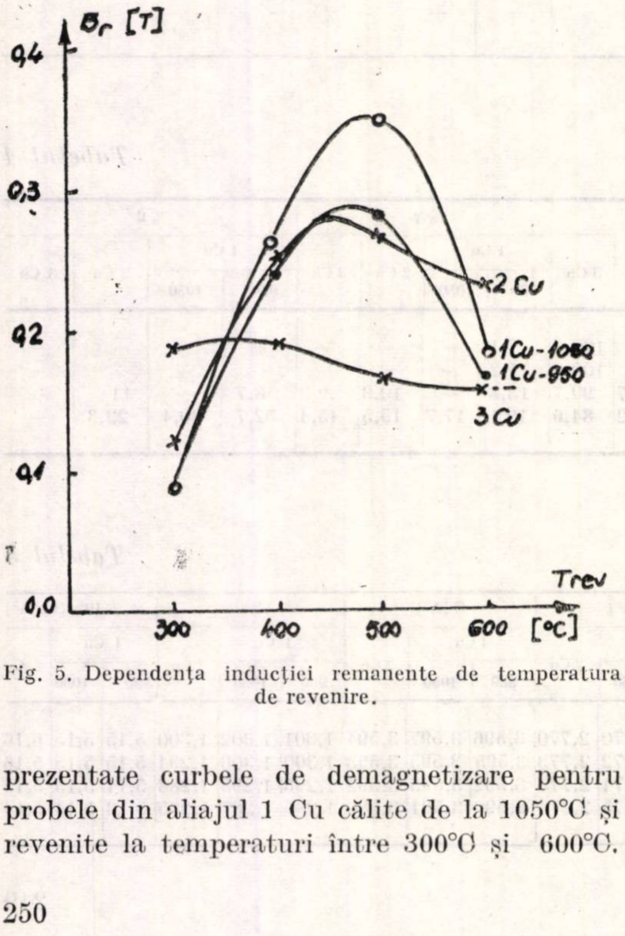


Fig. 5. Dependenţa inducţiei remanente de temperatura de revenire.

prezentate curbele de demagnetizare pentru probele din aliajul 1 Cu călite de la 1050°C şi revenite la temperaturi între 300°C şi 600°C.

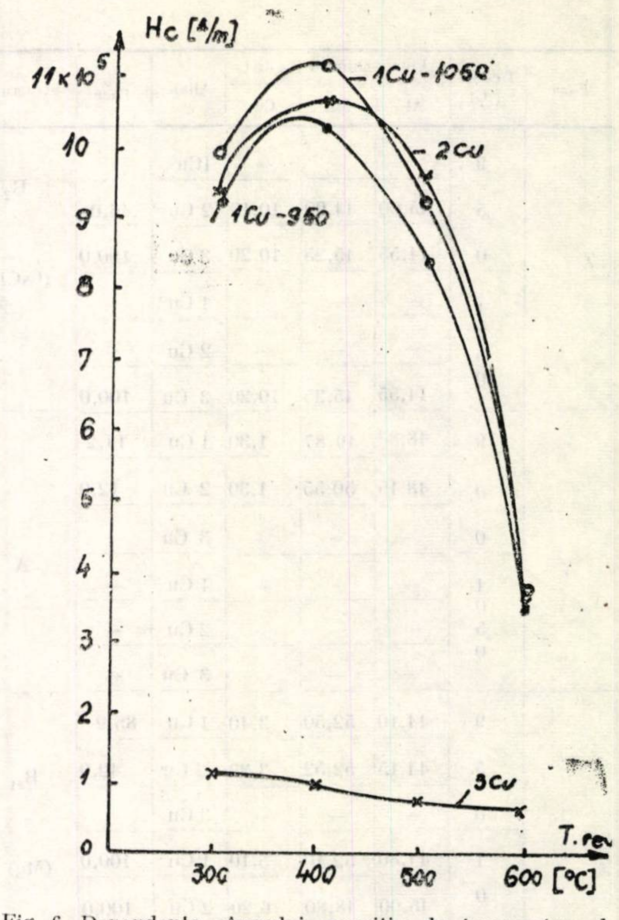


Fig. 6. Dependenţa cîmpului coercitiv de temperatura de revenire.

Din analiza acestor figuri rezultă că M_s şi B_r prezintă maxime în apropierea temperaturii de revenire la care proporţia de fază τ este maximă (tab. 4), pe cînd H_c are valoare maximă la temperaturi de revenire mai reduse.

Din analiza acestor date se pot desprinde următoarele în legătură cu desfăşurarea procesului de revenire :

— Ridicarea temperaturii de călire de la 950° la 1050°C, creşte stabilitatea la revenire a fazei ε, datorită omogenizării mai avansate.

— Cantitatea maximă de fază τ se formează la temperaturi cu atît mai ridicate cu cît conţinutul de cupru este mai redus şi temperatura de călire mai ridicată (în aliajul 1 Cu călit de la 1050°C şi revenit la 500°C).

— Cu creşterea conţinutului de cupru creşte stabilitatea la revenire a fazei τ, dar totodată i se reduce tetragonalitatea şi proporţia maximă (tab. 5).

— Compoziţia chimică a fazei τ variază cu temperatura de revenire între cea a fazelor ε şi γ, iar reducerea tetragonalităţii cu temperatura de revenire (tab. 5), arată faptul că faza τ se transformă în final în faza γ printr-un proces de dezordonare.

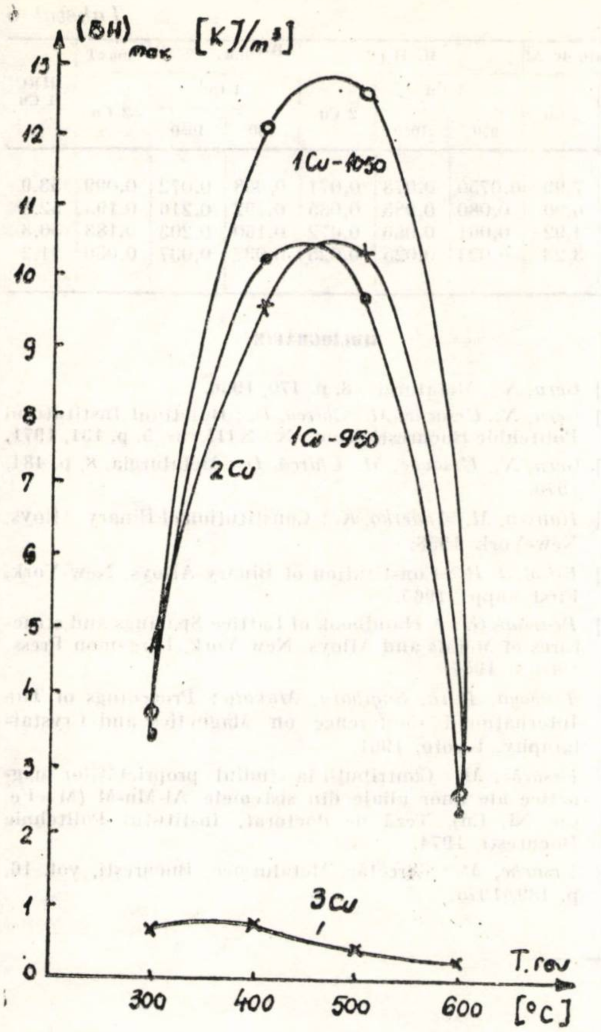


Fig. 7. Dependenţa energiei magnetice de temperatura de revenire.

Ca şi la aliajele Al-Mn-Fe-[8], [9], proprietăţile magnetice ale fazei τ cu cupru pot fi interpretate admiţînd structura de tip D^1_h Pm3m, ca fiind formată din două reţele tetragonale simple interpătrunse, cu interacţiune pozitivă între ionii de Mn din aceeaşi subreţea.

Saturaţia magnetică a fazei τ, precum şi momentul magnetic atomic mediu în funcţie de temperatura de revenire sînt trecute în tabelul 6, în care se prezintă şi performanţele obţinute faţă de prevederile teoretice.

Valoarea ridicată a cîmpului coercitiv al acestor aliaje călite şi revenite la temperaturi joase este determinată de structura tetragonală a fazei τ, de dimensiunile reduse ale particulelor de fază τ, precum şi de existenţa unor legături coerente cu faza ε şi a unor orientări preferate. Valorile ridicate ale cîmpului coercitiv sînt însoţite şi de valori ridicate ale microdurităţi (tab. 6) determinate de aceleaşi cauze. Scăderea rapidă a cîmpului coercitiv la temperaturi de revenire peste 400°C, este legată de reducerea tetragonalităţii, de creşterea dimensiunilor şi de distrugerea coerenţei particulelor de fază τ, precum şi de creşterea proporţiei de fază feromagnetică ϰ cu anizotropie redusă.

Realizările experimentale au atins 8,5 % din valoarea cîmpului de anizotropie pentru cîmpul coercitiv şi 21,8 % pentru energia magnetică maximă, faţă de previziunile teoretice.

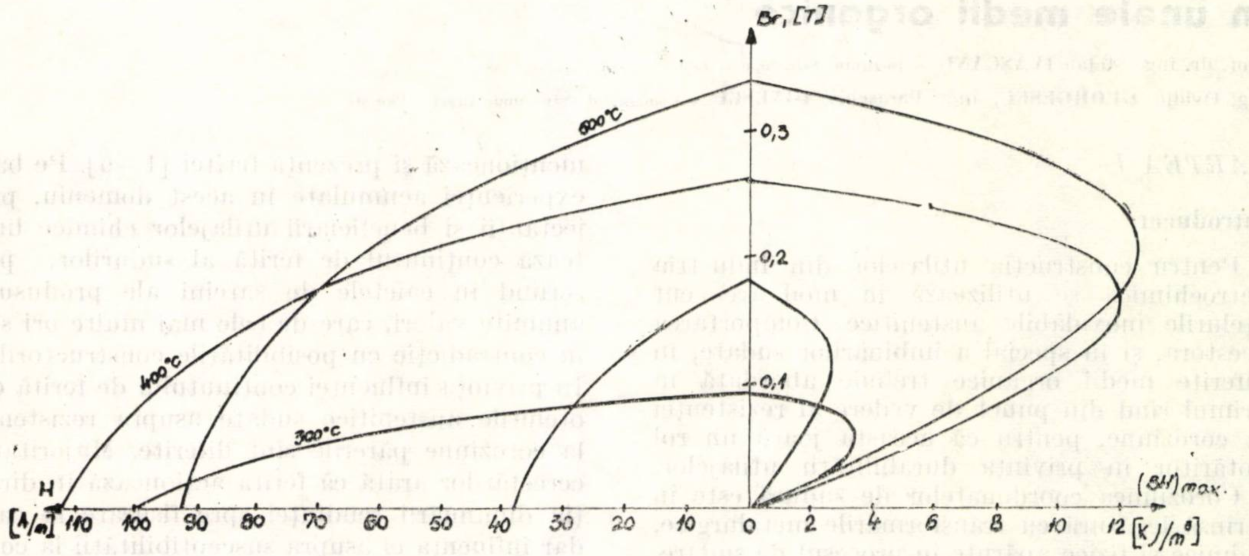


Fig. 8. Curbele de demagnetizare pentru probele din aliaj 1Cu călite de la 1050°C în apă şi revenite la temperaturile de 300°, 400°, 500° şi 600°C.

Tabelul 6

T revenire [°C]	$M_{s\tau} \times 10^{-5}$ [Am/]			$\bar{\mu}_\tau$ [μ_B.p/at]			% Locuri I ocupate de Al			H_c/H_A			$(BH)_{max-R}/(BH)_{maxT}$			HRC 1 Cu
	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cu	1 Cu		2 Cn	
	950	1050		950	1050		950	1950		950	1050		950	1050		
300	4,03	4,06	3,86	0,601	0,607	0,574	7,84	7,97	7,99	0,0750	0,078	0,071	0,068	0,072	0,099	53,9
400	4,12	4,20	3,98	0,615	0,627	0,595	6,72	6,88	6,90	0,080	0,085	0,085	0,192	0,216	0,193	52,6
500	4,39	4,46	4,25	0,655	0,666	0,635	4,81	4,88	4,92	0,061	0,066	0,072	0,160	0,203	0,183	50,3
600	4,66	4,75	4,60	0,697	0,710	0,686	3,14	3,18	3,23	0,024	0,025	0,025	0,037	0,037	0,050	41,2

Concluzii

In stare recoaptă aliajele cercetate sînt formate din fazele nemagnetice β şi γ' şi faza feromagnetică ϰ, existentă numai în domeniile ternare Al-Mn-Fe, Al-Mn-Co, Al-Mn-Ni şi Al-Mn-Cu (8), (9).

Structura fazei ϰ este de tipul CsCl, iar proprietăţile ei magnetice pot fi interpretate, admiţînd o distribuţie ordonată a ionilor de Mn, Cu şi Al, care în momentul cînd ordinea dispare, transformă faza ordonată ϰ în faza dezordonată γ'.

Pentru obţinerea unor proprietăţi magnetice optime la revenire, prin călire se urmăreşte obţinerea stării monofazice ε, fapt posibil numai la aliajele cu pînă la 6,5 % (atomi) Cu, temperatura optimă de călire fiind 1050°C.

La revenire din faza ε se formează faza metastabilă τ cu structură tetragonală ordonată de tip D_h^1 |Pm3m, cu relaţii de orientare şi legături coerente cu faza ε în primele stadii ale revenirii, ceea ce asigură valoarea ridicată a cîmpului coercitiv.

Temperatura optimă de revenire este cuprinsă între 400°C, unde H_c este maxim şi 500°C, unde M_s este maxim, iar datorită faptului că legăturile de orientare şi coerenţa, precum şi stabilitatea la revenire sînt mai mari ca la fazele τ cu Fe şi Ni (8), (9), performanţele practice se apropie mai mult de prescripţiile teoretice la aliajele Al-Mn-Cu.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Geru, N.* : Metalurgia, 8, p. 470, 1966.

[2] *Geru, N., Ursache, M., Chircă, D.* : Buletinul Institutului Politehnic Bucureşti, Tom. XXXIII, nr. 5, p. 131, 1971.

[3] *Geru, N., Ursache, M., Chircă, D.* : Metalurgia, 8, p. 484, 1970.

[4] *Hansen, M.. Anderko, K.* : Constitution of Binary Alloys, New-York, 1958.

[5] *Elliot, R.R.* : Constitution of Binary Alloys, New-York, First Supp., 1965.

[6] *Pearson, G.* : A Handbook of Lattice Spacings and structures of Metals and Alloys, New York, Pergamon Press, 1964 şi 1967.

[7] *Tsuboya, Ikira, Sugihara, Makato* : Procedings of The International Conference on Magnetics and Crystallgraphy, Kyoto, 1961.

[8] *Ursache, M.* : Contribuţii la studiul proprietăţilor magnetice ale unor aliaje din sistemele Al-Mn-M (M=Fe, Co, Ni, Cu), Teză de doctorat, Institutul Politehnic Bucureşti, 1974.

[9] *Ursache, M.* : Cercetări Metalurgice, Bucureşti, vol. 16, p. 489, 1975.

CZ : 669.15–196.56

Influenţa conţinutului de ferită (±8%) din oţelurile austenitice sudate asupra susceptibilităţii la coroziune în unele medii organice

Prof. dr. ing. Ştefan **IVĂŞCANU** – Institutul Politehnic – Iaşi

Ing. Ovidiu **GEORGESCU**, ing. Paraschiv **IONESCU** – Combinatul Petrochimic Brazi – Ploieşti.

PARTEA I

Introducere

Pentru construcţia utilajelor din industria petrochimică se utilizează în mod frecvent oţelurile inoxidabile austenitice. Comportarea acestora, şi în special a îmbinărilor sudate, în diferite medii organice trebuie abordată în primul rînd din punct de vedere al rezistenţei la coroziune, pentru că aceasta joacă un rol hotărîtor în privinţa durabilităţii utilajelor.

Coroziunea coordonatelor de sudură este în strînsă legătură cu transformările metalurgice, chimice şi fizice apărute în procesul de sudare.

Dintre factorii metalurgici care influenţează rezistenţa la coroziune a îmbinărilor sudate se menţionează şi prezenţa feritei [1–6]. Pe baza experienţei acumulate în acest domeniu, proiectanţii şi beneficiarii utilajelor chimice limitează conţinutul de ferită al sudurilor, prescriind în caietele de sarcini ale produsului anumite valori, care de cele mai multe ori sînt în contradicţie cu posibilităţile constructorilor. În privinţa influenţei conţinutului de ferită din oţelurile austenitice sudate asupra rezistenţei la coroziune părerile sînt diferite. Majoritatea cercetărilor arată că ferita acţionează în direcţia diminuării tendinţei spre fisurare la cald, dar influenţa ei asupra susceptibilităţii la coroziune nu este încă pe deplin lămurită [4,5]. După unii cercetători, conţinutul maxim admisibil

de ferită în cordoanele de sudură expuse unor acizi oxidanţi ar fi 10 % [5] după alţii 8 % [6], ori 6 % mergînd pînă la 2 % [1, 2].

Partea experimentală

În prezenta lucrare se cercetează influenţa conţinutului mic de ferită (sub 8 %) din unele oţeluri austenitice sudate, asupra comportării la coroziune, într-un mediu organic a cărui compoziţie este dată în tabelul 1.

Testările au fost efectuate pe oţelurile austenitice sudate de tipul W 4550 şi W 4541, rezultatele fiind asemănătoare.

În tabelul 2 se prezintă compoziţia chimică a oţelului W 4550.

Ca material de adaos pentru sudarea oţelurilor menţionate se recomandă electrodul Böhler Fox SAS-4, care are conform catalogului compoziţia chimică din tabelul 3.

Tabelul 1

Compoziţia mediului organic testat

Denumirea componentului	U.M.	Valoarea
Dimetil (o,m,p) ftalat	%	51,7
Ester para toluic	%	44,0
Aldehidă tereftalică	%	2,0
o,m,p xilen etil benzen	%	0,3
Reziduii	%	2,0
Aciditate organică	mg KOH/g	4,6

Tabelul 2

Compoziţia chimică a oţelului W 4550, %

C	Si	Mn	Cr	Ni	Nb	Mo	S	P
0,08	0,62	1,17	18,01	9,38	1,02	–	0,015	0,029

Tabelul 3

Compoziţia chimică a electrodului Böhler Fox SAS-4, %

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb
<0,09	<1,2	<2,5	17÷21	9,5÷14	2,0÷2,8	0,8x%C

$$Cr_{emin} = 17 + 2{,}0 + 1{,}5 \cdot 0{,}5 + 0{,}5 \cdot 0{,}3 = 19{,}9$$

$$Cr_{emax} = 21 + 2{,}8 + 1{,}5 \cdot 1{,}2 + 0{,}5 \cdot 0{,}8 = 25{,}0$$

$$Ni_{emin} = 9{,}5 + 30 \cdot 0{,}03 + 0{,}5 \cdot 1{,}0 = 10{,}9$$

$$Ni_{emax} = 14 + 30 \cdot 0{,}09 + 0{,}5 \cdot 2{,}5 = 17{,}95$$

Pentru determinarea structurii probabile a cusăturii, ţinînd cont de toleranţele metalului de adaos s-au determinat valorile maxime şi minime pentru cromul şi nichelul echivalent. Aceste valori s-au introdus în diagrama Schaffler. Dreptunghiul obţinut ABCD arată că prin alegerea corectă a regimului de sudare, funcţie de compoziţia chimică a materialului de adaos, cusătura sudată poate avea o structură austenitică sau austenito-feritică cu un procent maxim de 30 % ferită (fig. 1).

Cusătura sudată s-a realizat între două table cu dimensiunile 300 × 100 × 16 mm prin procedeul manual electric. Din această probă sudată s-au scos cîte 20 de eşantioane de formă cilindrică cu dimensiunile Ø 10×50 mm, avînd cusătura la mijloc. Procentul de ferită determinat prin metoda magnetică este prezentat în tabelul 5.

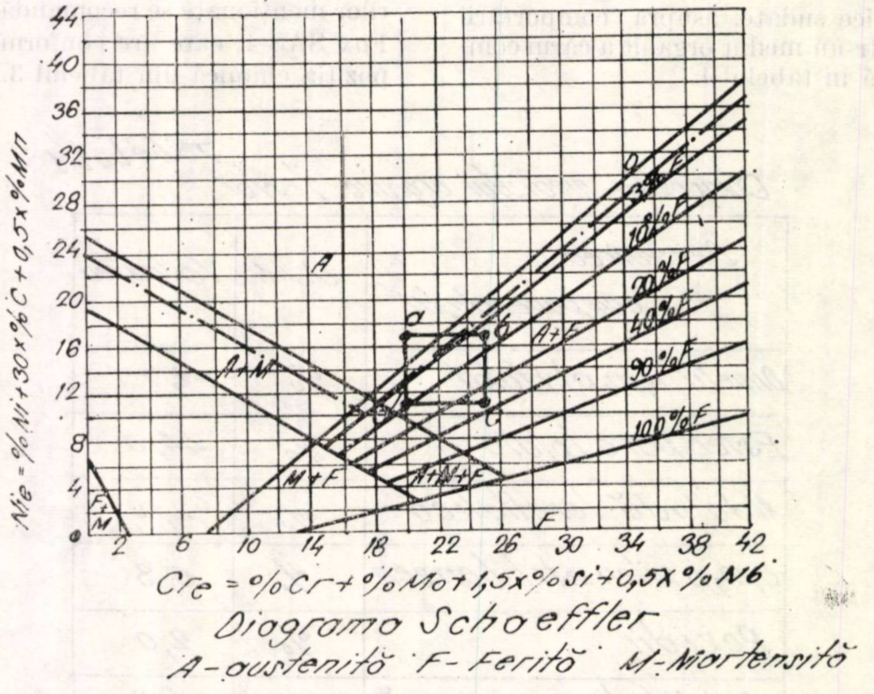


Fig. 1 — Structura probabilă a cusăturii sudate, după diagrama Schaeffler.

Se observă că, deşi eşantioanele sînt tăiate din aceeaşi tablă sudată, valorile conţinutului de ferită variază între 1,0 şi 8,0 %. Considerăm că această variaţie s-ar putea datora unor factori ca : regimul de sudare, secţiunea cusăturii, modificarea mutuală a solubilităţii diferitelor elemente, precizia măsurării, etc. În mod arbitrar am împărţit eşantioanele în trei grupe, funcţie de conţinutul în ferită (0 ÷ 2 %; 2 ÷ 5 %; 5 ÷ 8 %).

Tabelul 4

Compoziţia chimică a electrodului Böhler Fox SAS-4 dcs, %

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb
0,06	0,51	1,58	18,71	11,44	2,42	0,53

$$Cr_e = 18{,}71 + 2{,}42 + 1{,}5 \cdot 0{,}51 + 0{,}5 \cdot 0{,}53 = 22{,}16$$

$$Ni_e = 11{,}44 + 30 \cdot 0{,}06 + 30 \cdot 0{,}06 + 0{,}5 \cdot 1{,}58 = 15{,}83$$

Din şarjele disponibile de electrozi s-a ales un electrod Böhler SAS-4 cu compoziţia chimică din tabelul 4.

Se constată din diagrama De Long că structura cusăturii sudate este austenito-feritică cu un procent de circa 6 % ferită (fig. 2).

Cercetarea metalografică a unui eșantion din fiecare grupă a confirmat conținutul aproximativ de ferită (fig. 3).

pusă sub formă de insule mici la marginea grăunților de austenită cu tendință de dispunere în rețea (fig. 3b, 3c, 3d).

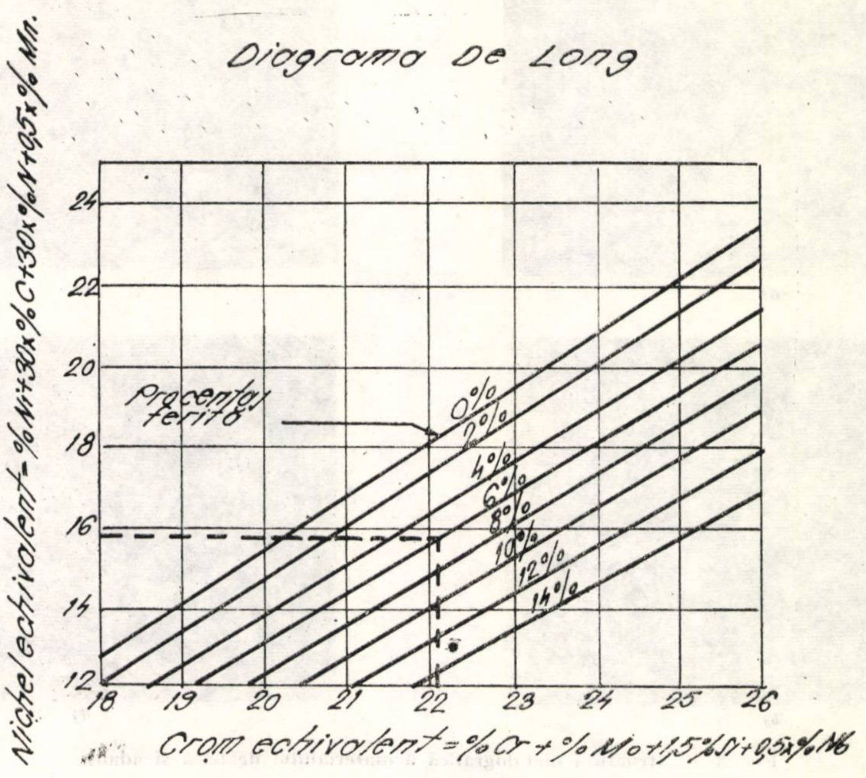


Fig. 2 — Structura cusăturii sudate, după diagrama De Long.

Tabelul 5

Conținutul de ferită din oțelul W4550 sudat					
Nr. probei	% ferită	Nr. probei	% ferită	Nr. probei	% ferită
6	6,0	1	3,0	5	2,0
9	7,5	2	5,0	7	1,0
3	8,0	4	5,0	8	2,0
10	7,0	11	5,0	13	1,5
14	6,5	12	4,0	17	1,5
16	6,5	15	3,5	—	—
18	6,0	19	4,5	—	—
20	6,0	—	—	—	—

Materialul de bază are o microstructură formată din benzi de ferită, orientate pe direcția de deformare , pe un fond austenitic (fig. 3 a). Materialul de adaos are o microstructură caracteristică oțelurilor în stare turnată, cu ferita dis-

Eșantioanele cu conținutul determinat de ferită au fost expuse mediului coroziv din tabelul 1, la temperatura de 210°C, determinîndu-se viteza de coroziune pe cale gravimetrică și electrochimică.

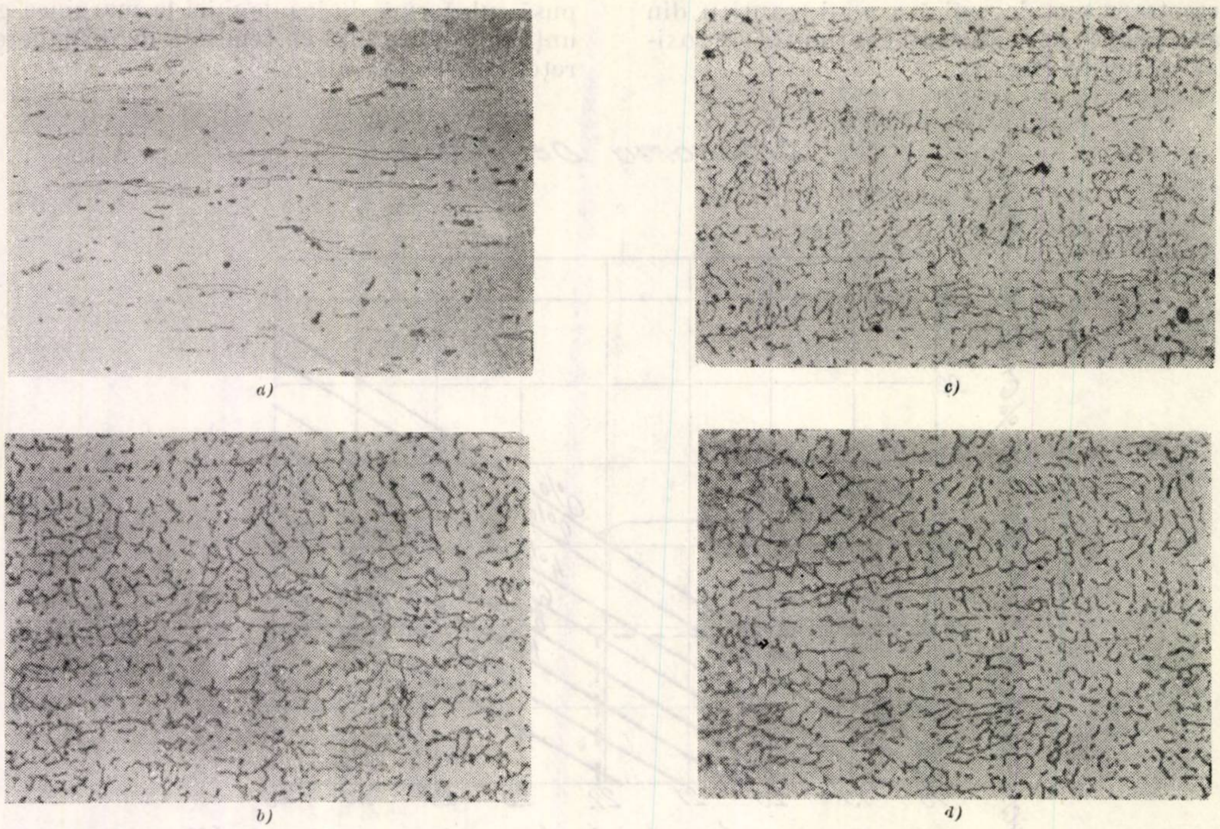


Fig. 3 — Structura metalografică a materialului de bază și adaos.

a) Material de bază
b) Material de adaos — Nr. 5
c) Material de adaos — Nr. 3
d) Material de adaos — Nr. 11

Pentru determinările gravimetrice, eșantioanele cu dimensiunile Ø 10 × 50 mm au fost prelucrate cu hîrtie metalografică pînă la granulația 700, degresate în benzen și acetonă. Soluția corozivă a fost introdusă în vase prevăzute cu refrigerent și menținute pe baie de ulei la temperatura de 210°C.

În figura 4 se prezintă variația vitezei de coroziune a oțelului W 4550 cu conținut de 7,5 %, 5 %, 2 % și mai mic de 2 % ferită, cu timpul de imersie.

Viteza de coroziune, exprimată ca indice gravimetric de coroziune, kg (g/m^2h) scade cu timpul de imerseie, pentru toate cele 4 categorii de eșantioane cu conținuturi variabile de ferită. Astfel, pentru oțelul W 4550 cu un conținut în ferită de 7,5 %, viteza de coroziune scade de la 0,006 g/m^2h pentru 72 ore imersie la 0,0012 g/m^2h pentru 312 ore imersie, iar pentru un conținut mai mic de 2 % ferită, kg scade de la 0,0043 g/m^2h pentru un timp de imersie de 72 ore, la 0,0003 g/m^2h pentru 312 ore imersie.

În figura 5 este prezentată dependența vitezei de coroziune de concentrația în ferită din cusătura oțelului inoxidabil W 4550 la timpi diferiți de imersie (72 ore, 192 ore și 312 ore).

Se constată valori mai mari ale vitezei de coroziune pentru o imersie de 72 ore, față de 192 ore respectiv 312 ore, însă are loc o creștere relativ mică a indicelui gravimetric de coroziune (Kg) cu creșterea conținutului de ferită. Pentru 72 ore de imersie, viteza de coroziune a oțelului W 4550 crește de la 0,005 g/m^2h pentru un conținut de 2 % ferită, la 0,006 g/m^2h pentru un conținut de 7,5 % ferită, iar la un timp de imersie de 312 ore, Kg crește de la 0,0006 g/m^2h pentru un conținut de 2 % ferită la 0,0012 g/m^2h pentru un conținut de 7,5 % ferită. Aceste valori încadrează oțelul în grupa metalelor foarte rezistente, conform STAS 6855/1969.

Influența feritei cu concentrația sub 8 %, din oțelurile austenitice sudate asupra susceptibilității la coroziune a fost cercetată și electrochimic, prin trasarea curbelor de polarizare anodică și catodică. În acest sens s-a utilizat metoda intensiostatică cvasistaționară. Schema electrică este prezentată în figura 6.

Eșantioanele sub formă de pastile cu suprafața de 1,75 cm^2 au fost prelucrate la luciu oglindă cu hîrtie metalografică cu granulația ajungînd la 900 și cu pîslă îmbibată cu pastă de șlefuit. După aceea au fost degresate în benzen la cald și acetonă. Electrodul de lucru a fost confecționat din oțelul de cercetat W 4550, iar ca electrod auxiliar s-a utilizat o spirală de platină. Celula electro-

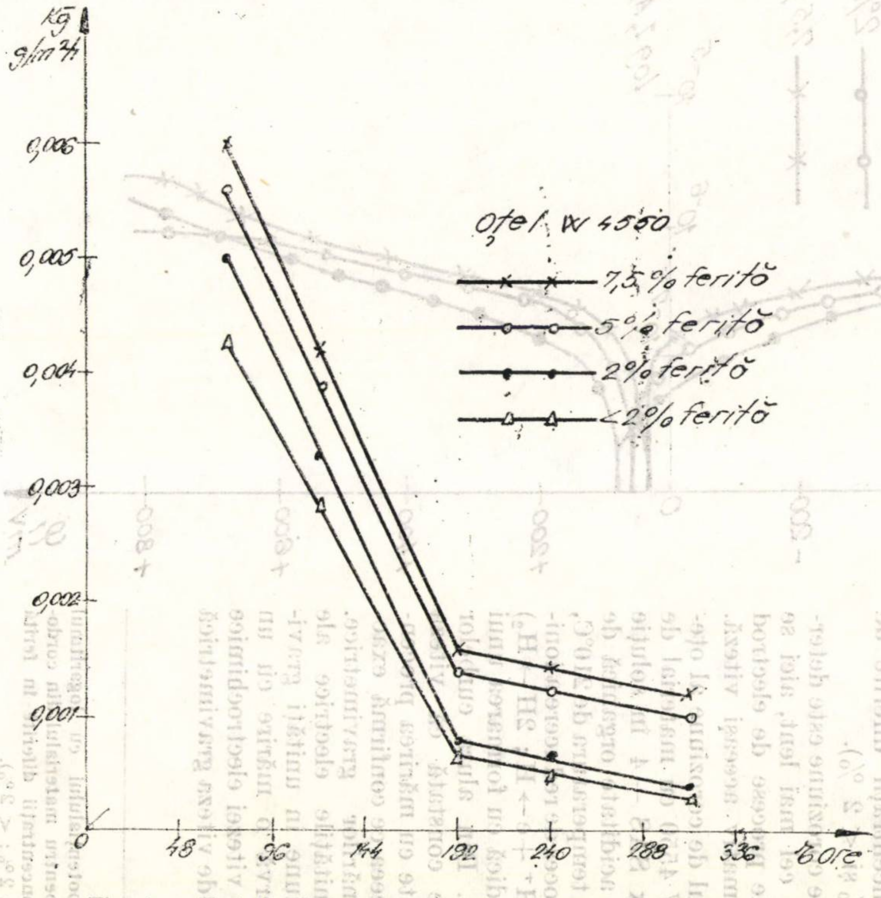


Fig. 4 — Variația vitezei de coroziune cu timpul de imersie.

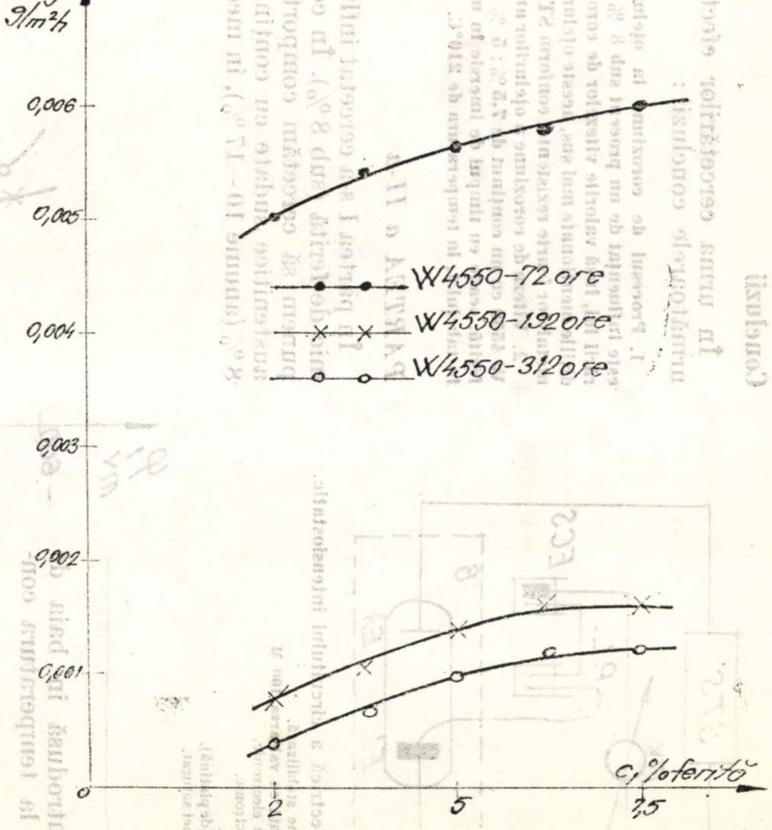


Fig. 5 — Variația vitezei de coroziune cu concentrația în ferită din cusătura oțelului inoxidabil W 4550.

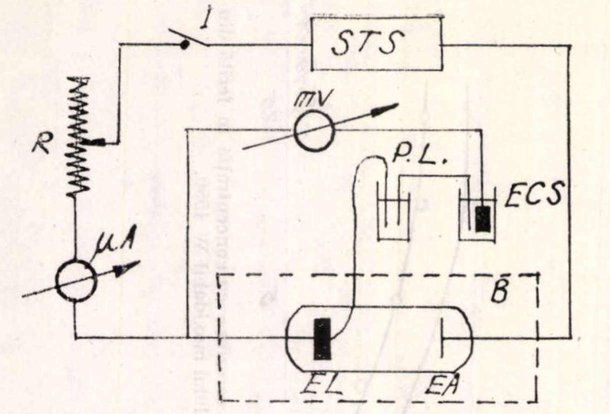


Fig. 6 — Schema electrică a circuitului intensiostatic.

S.T.S. — Sursa de tensiune stabilizată.
R — Cutie de rezistență cu valoarea 100 M
µA — Microampermetru electronic.
mv — Milivoltmetru electronic.
EL — Electrod de lucru.
EA — Electrod auxiliar (de platină).
ECS — Electrod de calomel saturat.
I — Întrerupător.
B — Baie de ulei.

chimică a fost introdusă în baia de ulei şi menţinută la temperatura constantă de 210°C.

În figura 7 sînt prezentate curbele de variaţie a potenţialului (φ, mv) cu logaritmul densităţii de curent (log I, A/cm²) pentru materialul din cordonul de sudură cu concentraţii diferite de ferită (7,5 %; 2 % şi < 2 %).

Cum procesul de coroziune este determinat de stadiul cel mai lent, aici se observă că ambele procese de electrod decurg cu aproximativ aceeaşi viteză.

Deci, fenomenul de coroziune al oţelului austenitic W 4550 cu material de adaos Böhler Fox SAS — 4 în soluţie de ester brut cu aciditate organică de 4,6 mg KOH/g, la temperatura de 210°C, constă într-un proces de reducere a ionilor de hidrogen ($H^+ + e \rightarrow H$; $2H \rightarrow H_2$) şi de oxidare anodică cu formarea unui film de pasivare. Din alura curbelor electrochimice se constată că viteza de coroziune creşte cu mărirea procentului de ferită, ceea ce confirmă exactitatea determinărilor gravimetrice. Transformînd unităţile electrice ale vitezei de coroziune în unităţi gravimetrice, se observă o mărire cu un ordin de mărire a vitezei electrochimice de coroziune faţă de viteza gravimetrică de coroziune.

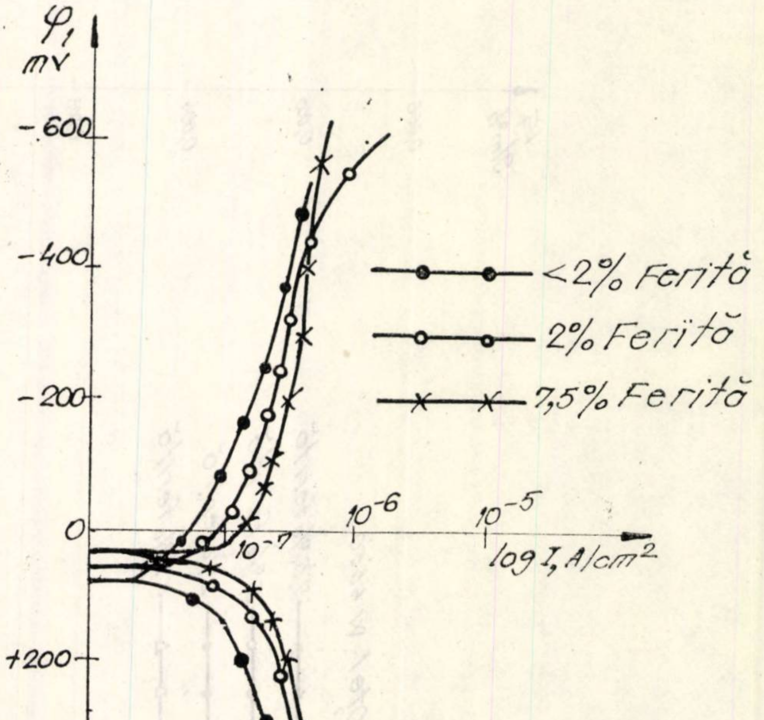


Fig. 7 — Variaţia potenţialului cu logaritmul densităţii de curent pentru materialul din cordonul de sudură cu concentraţii diferite în ferită (7,5 %; 2 %; < 2 %).

Concluzii

În urma cercetărilor efectuate se desprind următoarele concluzii :

1. Procesul de coroziune la oţelurile austenitice sudate este influenţat de un procent sub 8 % ferită în sensul accelerării lui, însă valorile vitezelor de coroziune sînt mici. In condiţiile menţionate mai sus, aceste oţeluri se încadrează în grupa metalelor foarte rezistente, conform STAS 6855/1969.

2. Viteza de coroziune a oţelurilor austenitice sudate de tipul W 4550 cu un conţinut de 7,5 %; 5 %; 2 % şi mai mic de 2 % ferită, scade cu timpul de imersie în mediul organic prezentat în tabelul 1, la temperatura de 210°C.

PARTEA a II-a

În partea I s-a cercetat influenţa conţinutului mic de ferită (sub 8 %). În continuare, ne propunem să cercetăm comportarea unor oţeluri austenitice sudate cu conţinut de ferită peste 8 % (anume 10—17 %), în mediul coroziv dat în

tabelul 1. Oțelurile alese sînt de tipul 18 × 8, oțeluri înalt aliate și stabilizate cu Ti sau Nb (tabelul 6). Funcție de elementele componente s-a calculat Cr_e și Ni_e, cu care din diagrama De Long, cu caracter informativ, s-a determinat conținutul posibil de ferită (fig. 8). Pentru

Fiind interesați în obținerea unei îmbinări sudate cu un procent ridicat de ferită, din șarjele disponibile am ales electrodul Böhler Fox SAS 4 cu compoziția dată în tabelul 7.

Utilizînd diagrama De Long se constată că structura cusăturii sudate va fi o structură

Tabelul 6

Denumirea oțelului	Compoziția chimică a oțelurilor cercetate, %								
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Nb	Mo	S	P
W4550	0,07	0,59	1,15	17,6	9,27	0,9	—	0,017	0,029
W4571	0,05	0,58	1,65	17,05	11,85	Ti 0,25	2,15	0,021	0,026

oțelul W 4550, conținutul posibil de ferită este aproximativ 1 %, iar la oțelul W 4571 este zero. Electrodul utilizat pentru sudură poate să fie de tipul Böhler Fox SAS-4 cu compoziția chimică dată în tabelul 3. Determinarea structurii probabile s-a făcut utilizînd diagrama Schaffler (fig. 1), austenito-feritică cu un procent de 11–16 % ferită (fig. 9).

Îmbinările sudate s-au realizat practic între table de dimensiuni 600×100×8 mm, pentru W 4550 și 600 × 100 × 10 mm, pentru W 4571. Tablele au fost sudate în „V" cu completare la

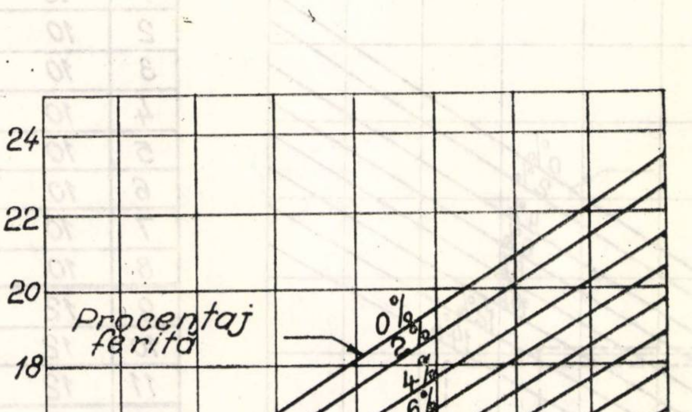


Fig. 8 — Diagrama De Long — conținutul de ferită pentru oțelurile cercetate.

pe baza valorilor maxime și minime ale Cr_e (elemente alfagene și Ni_e (elemente gamagene). Se constată că structura posibilă a cusăturii, ținînd cont de toleranțele materialului de adaos, poate fi o structură austenitică sau austenito-feritică cu un procent de maxim 30 % ferită.

rădăcină, utilizîndu-se la primul strat electrodul cu Ø = 2 mm și la straturile următoare electrodul cu Ø = 3,25 mm.

Din probele sudate s-au scos chiar din cordonul sudură cîte 20 eșantioane cu dimensiunile Ø 6,5 × 15 mm pentru W 4550 și Ø 8 × 15 mm

Tabelul 7

Diametrul φ, mm	Compoziția electrodului ales Böhler Fox SAS-4, %						
—	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb
3,25	0,04	1,0	1,32	19,4	9,9	2,48	0,56
2,00	0,042	0,88	1,28	18,8	10,4	2,12	0,48

3,25	$Cr_e = 19,4 + 2,48 + 1,5 \cdot 1,0 + 0,5 \cdot 0,56 = 23,66$
	$Ni_e = 9,9 + 30 \cdot 0,04 + 30 \cdot 0,06 + 0,5 \cdot 1,32 = 13,5$
2,00	$Cr_e = 18,8 + 2,12 + 1,5 \cdot 0,88 + 0,5 \cdot 0,48 = 22,48$
	$Ni_e = 10,4 + 30 \cdot 0,042 + 30 \cdot 0,06 + 0,5 \cdot 1,28 = 14,1$

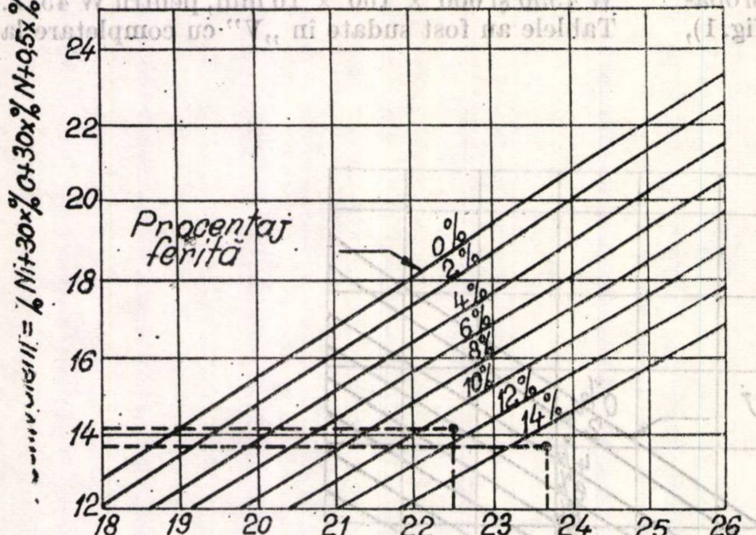


Fig. 9 — Diagrama De Long — conținutul de ferită pentru electrodul utilizat.

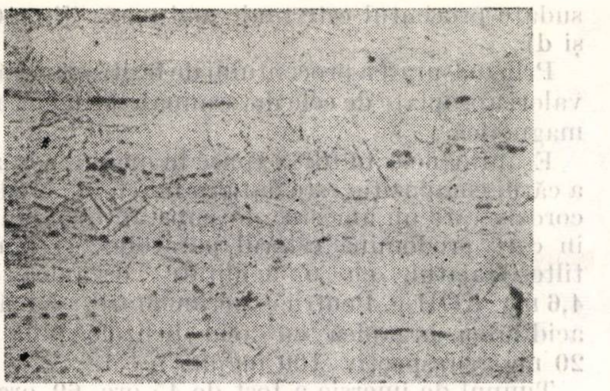
Tabelul 8

Nr. probei	W4550	Nr. probei	W4571
1	10	1	15
2	10	12	15
3	10	13	15
4	10	14	15
5	10	15	15
6	10	16	15
7	10	17	15
8	10	2	16
9	12	3	16
10	12	4	16
11	12	18	16
12	13	19	16
13	13	20	16
14	13	5	17
15	13	6	17
16	13	7	17
17	14	8	17
18	14	9	17
19	14	10	17
20	14	11	17

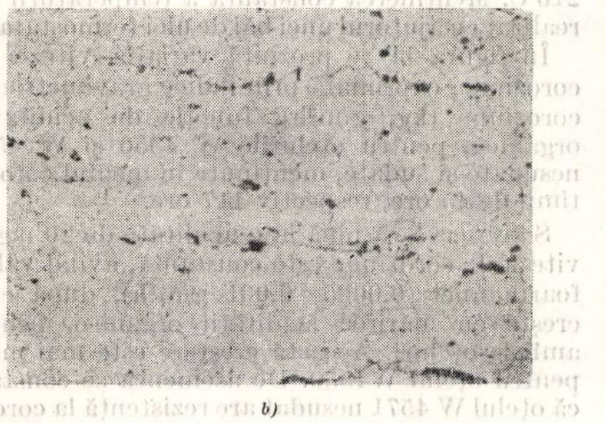
pentru W 4571. Totodată s-au confecționat cîte 10 eșantioane de aceleași dimensiuni cu cele sudate din fiecare tip de oțel (nesudate). Controlîndu-se procentul de ferită din eșantioanele sudate, prin metoda magnetică, s-au găsit valorile prezentate în tabelul 8.

Eșantioanele extrase din cusătura sudată pe table din W 4550, conțin 10–14 % ferită, iar epruvetele din W 4571 au 15 – 17 % ferită. Această variație a concentrației în ferită se datorește probabil grosimii diferite a tablelor, compoziției diferite a electrozilor utilizați ca și regimului de sudare și preciziei de măsurare.

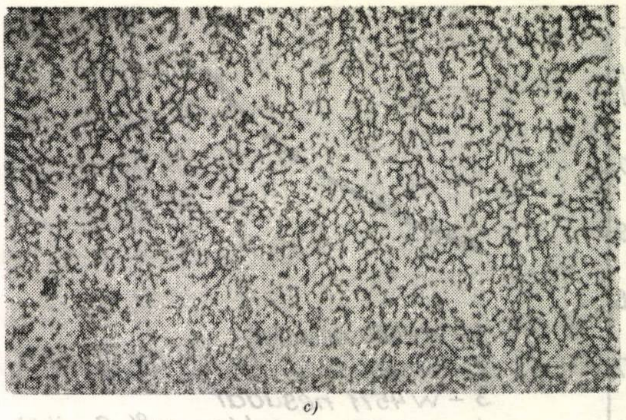
Prezența feritei a fost concentrată și pe cale metalografică. Din figurile 10 (a, b) se observă că în structura materialului de bază conținutul de ferită este foarte mic, iar în eșantioanele



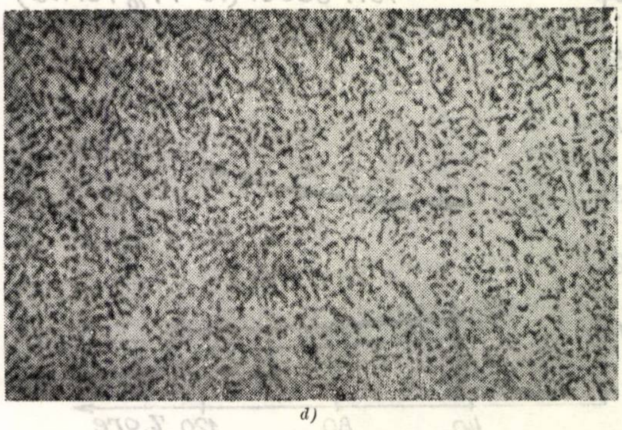
a)



b)



c)



d)

Fig. 10 — Aspectul microstructural al eşantioanelor nesudate şi sudate.

a) Material de bază (W 4571)
b) Material de bază (W 4550)
c) Material de adaos (W 4571)
d) Material de adaos (W 4550)

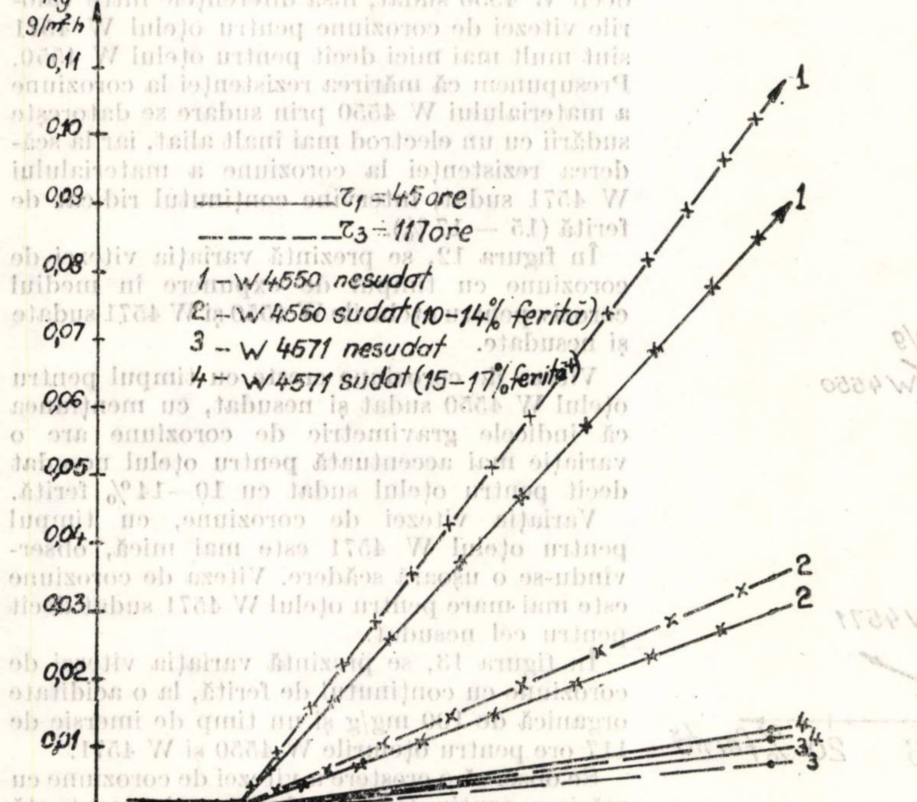


Fig. 11 — Vitriaţia vitezei de coroziune cu aciditatea organică

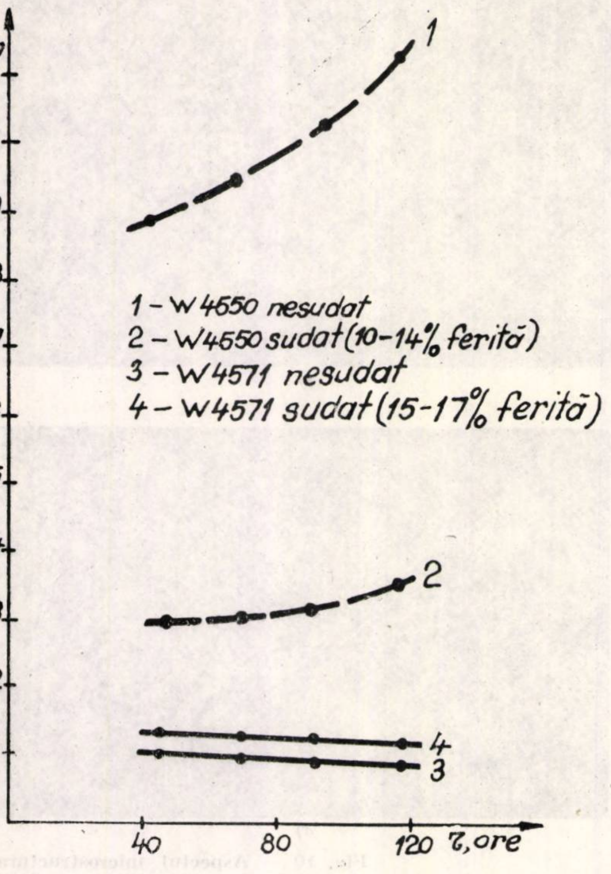


Fig. 12 – Variaţia vitezei de coroziune cu timpul de expunere.

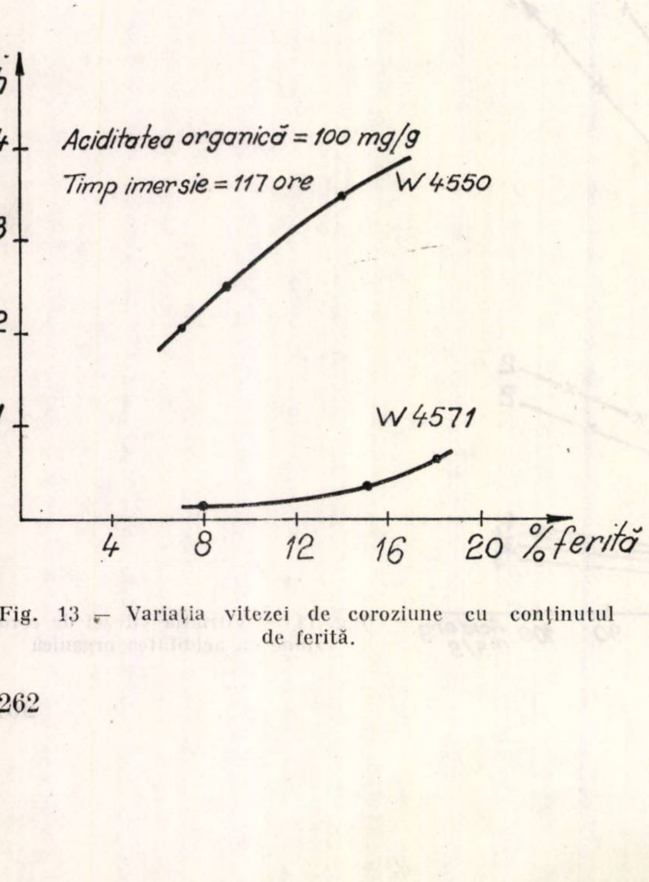


Fig. 13 – Variaţia vitezei de coroziune cu conţinutul de ferită.

sudate procentul este mult mai mare (fig. 10 c şi d).

Prin măsurarea procentului de ferită s-au găsit valori apropiate de cele determinate prin metoda magnetică.

Eşantioanele au fost expuse în mediul coroziv a cărui compoziţie este dată în tabelul 1. Mediul coroziv este un amestec de substanţe organice în care predomină esterul paratoluic şi dimetiltereftalatul, cu o aciditate organică de 4,6 mg. KOH/g. Pentru experimentare, s-a mărit aciditatea organică cu acid benzoic pînă la 20 mg/g, respectiv 100 mg/g.

Timpul de imersie a fost de 45 ore, 69 ore şi respectiv 117 ore, iar temperatura de lucru de 210°C. Menţinerea constantă a temperaturii s-a realizat cu ajutorul unei băi de ulei termostatată.

În figura 11 se prezintă variaţia vitezei de coroziune, exprimată prin indice gravimetric de coroziune (kg, g/m²h), funcţie de aciditatea organică, pentru oţelurile W 4550 şi W 4571 nesudate şi sudate, menţinute în mediul coroziv timp de 45 ore, respectiv 117 ore.

Se observă că pînă la o aciditate de 20 mg/g, viteza de coroziune este constantă, avînd valori foarte mici (0,0005 – 0,001 g/m²h), după care creşte cu mărirea acidităţii organice, pentru ambele oţeluri. Această creştere este mai mare pentru oţelul W4550. De asemenea se constată că oţelul W 4571 nesudat are rezistenţă la coroziune mai mare decît W 4571 sudat, iar W 4550 nesudat are rezistenţă la coroziune mai mică decît W 4550 sudat, însă diferenţele între valorile vitezei de coroziune pentru oţelul W 4571 sînt mult mai mici decît pentru oţelul W 4550. Presupunem că mărirea rezistenţei la coroziune a materialului W 4550 prin sudare se datoreşte sudării cu un electrod mai înalt aliat, iar la scăderea rezistenţei la coroziune a materialului W 4571 sudat, intervine conţinutul ridicat de ferită (15 – 17 %).

În figura 12, se prezintă variaţia vitezei de coroziune cu timpul de expunere în mediul coroziv pentru oţelurile W 4550 şi W 4571 sudate şi nesudate.

Viteza de coroziune creşte cu timpul pentru oţelul W 4550 sudat şi nesudat, cu menţiunea că indicele gravimetric de coroziune are o variaţie mai accentuată pentru oţelul nesudat decît pentru oţelul sudat cu 10 – 14 % ferită.

Variaţia vitezei de coroziune, cu timpul pentru oţelul W 4571 este mai mică, observîndu-se o uşoară scădere. Viteza de coroziune este mai mare pentru oţelul W 4571 sudat decît pentru cel nesudat.

În figura 13, se prezintă variaţia vitezei de coroziune cu conţinutul de ferită, la o aciditate organică de 100 mg/g şi un timp de imersie de 117 ore pentru oţelurile W 4550 şi W 4571.

Se observă o creştere a vitezei de coroziune cu mărirea conţinutului de ferită mai accentuată pentru oţelul W 4550 decît pentru oţelul W 4571,

cu toate că din figura anterioară puteam crede că pentru materialul W 4550 creşterea procentului de ferită ar duce la o micşorare a vitezei de coroziune. Din figura 11 s-a observat că W 4550, sudat cu un procent de 10—14 % ferită, are o viteză de coroziune mai mică decît materialul de bază care are un conţinut de 1 % ferită. Ca urmare a acestora, afirmaţia privind mărirea rezistenţei la coroziune datorită materialului de adaos care este mai înalt aliat, se confirmă.

Pentru oţelul W 4571, procentele elementelor de aliere în materialul de bază şi cel de adaos fiind apropiate, ele influenţează într-o măsură mai mică diferenţa de comportare la coroziune a metalului sudat faţă de metalul nesudat.

Concluzii

1. **Conţinutul de ferită din oţelurile austenitice sudate influenţează rezistenţa la coroziune în condiţii de aciditate organică şi temperatură mărită.**

2. **Variaţia vitezei de eroziune datorită procentului de ferită este mai mică în comparaţie cu variaţia vitezei de coroziune datorită gradului de aliere.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Grafen, H.* : Werkstoffe und Korrosion, R.F. Germania, 23, Nr. 7, iulie 1972, p. 530 — 531.

[2] *Leymonie, C., Samman, J. şi Hennion, J.* : Révue de métallurgie, 71, Nr. 9, 1974., p. 667.

[3] *Leymonie, C.* : Révue de métallurgie, 68, Nr. 4, 1971, p. 289 — 302.

[4] *Horst, J.* : Metallography, vol. 3, 1970, p. 433.

[5] *Polgary, S.* : Svetsaren, vol. 8, Nr. 1—2, 1952.

[6] *Castro, R., Cadenet, J.* : Métallurgie du soudage des aciers inoyxdables et résistantes à chaud, Ed. Dunod, Paris, 1968.

Recenzii

DULĂMIŢĂ, T. : **Producerea şi utilizarea atmosferelor controlate pentru tratamente termice**, Editura Tehnică, Bucureşti 1976.

Tratamentele termice şi termochimice în atmosferă controlată au cunoscut în ultimul timp o dezvoltare puternică datorită avantajelor ce le prezintă în special în ceea ce priveşte calitatea suprafeţei pieselor tratate.

Lucrarea completează literatura de specialitate şi vine în sprijinul atît al specialiştilor din atelierele de tratamente termice cît şi al cercetătorilor şi proiectanţilor de utilaje de tratament pentru extinderea gamei de tehnologii şi de instalaţii de atmosferă controlată. Materialul cuprinde aspecte teoretice, scheme practice de funcţionare., relaţii de calcul, tabele şi nomograme ajutătoare precum şi date constructive.

În prima parte se tratează producerea atmosferelor controlate. Capitolul I prezintă caracterizarea şi clasificarea atmosferelor controlate precum şi caracteristicile de oxidare şi reducere ale acestora. Clasificarea se face după modul de preparare şi după modul de utilizare. Se prezintă tabele cu compoziţia chimică a diferitelor tipuri de atmosfere. Sînt descrise în mod amplu — din punct de vedere matematic şi ca valori experimentale — potenţialele de oxigen şi carbon, ca parametri ce caracterizează activitatea chimică de oxidare, de reducere şi de carburare.

Capitolul II prezintă procesele ce au loc în instalaţiile pentru producerea şi utilizarea atmosferelor controlate. Producerea atmosferelor controlate implică o succesiune de operaţii care au la bază procese ce se desfăşoară în fază gazoasă sau în faze eterogene, gaz-lichid sau gaz-solid. Se descriu amplu sistemele de purificare a atmosferelor de vapori de apă şi alte substanţe, ca de exemplu CO_2, H_2S sau SO_2.

După ce în capitolul III se tratează pe scurt producerea atmosferelor controlate prin gazeificarea combustibililor solizi, în capitolul IV se examinează atmosferele controlate exoterme din punct de vedere al producerii şi utilizării lor. Se prezintă scheme ale instalaţiilor ce produc atmosfere exoterme purificate şi nepurificate, realizate în ţară şi în străinătate, oferindu-se şi indicaţii asupra domeniului de folosire a diverselor tipuri de atmosfere exoterme.

În capitolul V se prezintă scheme tehnologice şi domenii de utilizare a atmosferelor de tip endoterm.

Capitolele VI, VII şi VIII se referă la producerea atmosferelor controlate prin piroliza substanţelor organice, disocierea sau arderea amoniacului, cracarea substanţelor organice cu vapori de apă.

În capitolul IX se prezintă pe scurt atmosferele monocomponente ca hidrogenul, azotul, argonul, heliul.

Capitolul X descrie calculul parametrilor tehnologici şi componentele specifice ale instalaţiilor de producere a atmosferelor controlate.

Partea a doua prezintă utilizarea atmosferelor controlate la operaţiile de tratamente termice.

Capitolul XI este consacrat calculului parametrilor proceselor de tratament termic în atmosfere controlate şi cazului folosirii lor ca protecţie contra decarburării şi oxidării, sau pentru carburare. Se calculează consumul specific de atmosferă la carburare.

Capitolul XII prezintă caracteristicile constructive ale utilajelor specifice de tratament termic în atmosferă controlată de fapt o clasificare a caracteristicilor tehnologice a acestora. Se arată condiţiile ce trebuie să le îndeplinească zidăria, tuburile radiante şi nuflele cuptoarelor de lucru, precum şi condiţiile de etanşeitate.

În capitolul XIII se descriu metode de control şi reglare a parametrilor proceselor tehnologice de producere şi utilizare a atmosferelor controlate şi în special metodele de reglare automată a parametrilor. Se prezintă metode şi aparate pentru analiza gazelor şi a potenţialului de carbon.

Normele de tehnica securităţii muncii, ce trebuie respectate la operaţiile de producere şi utilizare a atmosferelor controlate, sînt incluse în capitolul XIV.

Prin numeroasele scheme tehnologice şi prin materialul grafic bogat lucrarea constituie un preţios îndrumar în domeniul producerii şi utilizării atmosferelor controlate la tratamentele termice, domeniu în care literatura noastră tehnică este relativ săracă.

ing. Drugă Leontin

A 16-a CONFERINȚĂ INTERNAȚIONALĂ DE TRATAMENTE TERMICE

Ing. Zoltan Kolozsváry-Intr. Metalotehnica Tîrgu Mureș

Strattford upon Avon (Anglia) a găzduit între 5–7 mai 1976 cea de a 16-a Conferință Internațională de tratamente termice „Heat Treatment'76" organizată de „Metals Society" (Marea Britanie) și „Asociația Internațională pentru Tratamentul Termic al Materialelor".

La conferință au fost prezentate 29 de lucrări de către autori din Australia, Bulgaria, Canada, R.F. Germană, Franța, Japonia, Marea Britanie, Polonia, Suedia, Ungaria, și Statele Unite ale Americii. Lucrările au fost grupate după următoarea :

1. **Tratamente termochimice (în domeniu feritic și austenitic).**
2. **Tratamente termice (aliaje feroase și aliaje neferoase).**
3. **Tratamentul controlat al produselor de oțel.**
4. **Călibilitatea.**

Atît din lucrări, cît și din discuții se remarcă interesul deosebit față de procedeele de nitrurare, în special carbonitrurarea la temperaturi joase, cu diferitele variante ale acesteia.

În ceea ce privește tratamentele termochimice în domenii austenitice, interesul s-a împărțit între cementare și carbonitrurare și la cîteva procedee mai noi, privind borizarea, cromizarea etc.

Sesiunea privind tratamentele termice a cuprins 9 lucrări, din care patru s-au referit la aliaje feroase, celelalte tratînd diverse aliaje neferoase.

O acțiune deosebit de reușită, legată de conferință a fost discuția organizată pe tema : „Tratamentul termic în anii 1980". Discuțiile bazate pe anchete organizate în diverse țări (S.U.A., Anglia, Franța etc.) au conturat deosebit de bine atît perspectivele tratamentelor termice în anii 1980, cît și probleme specifice acestui domeniu, referindu-se la subiecte ca : tratamentul termic ca ramură a activității industriale (uzine independente de tratament termic); utilaje, aparatură și necesități energetice, protecția mediului înconjurător, standardizate și tehnologie, specializare.

A fost aleasă noua Conducere a Asociației, președinte fiind Prof Dr. Ing. E. Szpunar din Polonia și s-a fixat locul următoarelor conferințe : 1977-Moscova, 1978-Spania.

Iată acum programul complet al Conferinței, pe grupe termice.

Tratamente termochimice

— *Reducerea „stratului alb" format pe suprafața pieselor nitrurate — D.B. Clayton, K. Sachs (Anglia).*

— *Nitrurarea ionică la temperaturi sub 500°C a sculelor și pieselor pentru mașini de precizie — B. Edenhofer și T. J. Bewley (R. F. G. — Anglia).*

— *Aplicarea nitrocementării în gaz la roți dințate solicitate la presiuni hertziene de peste 180 kgf/mm² — T. Ito, K. Isokawa, H. Kamiya, T. Watanabe, M. Saito (Japonia).*

— *Aplicarea oxinitrurării la un nou oțel rapid destinat tratamentului termochimic — Z. Rogalski, J. Wyszkowszki, W. Panasiuk, J. Lampe (Polonia).*

— *Borizarea oțelului și a metalelor neferoase — R. Chatterjee-Fischer, O. Schaaber (R.F.G.).*

— *Structura și morfologia straturilor de carburi de crom obținute pe suprafața pieselor de oțel prin metoda împachetării în pulberi, J. Tacikowski și W. Liliental (Polonia).*

— *Limitele controlabilității atmosferelor de carbonitrurare — R. Hoffman (R.F.G.).*

— *Cîteva proprietăți ale oțelurilor cementate la temperaturi înalte — S. Terauchi, H. Terauchi, L. Kamei (Japonia).*

— *Criterii pentru selectarea tipului optim de oțel pentru carbonitrurare — A. Simon, G. Beck, A. Lellement (Franța).*

— *Cercetări asupra procesului de carbonitrurare — J. Slycke (Suedia).*

— *Studiul carburării și carbonitrurării prin bombardament ionic, comparație cu procedee convenționale — P. Collognon, G. Hisler, H. Michel, M. Gantois (Franța).*

Tratamente termice

— *Cercetări privind accelerarea revenirii și îmbătrînirii aliajelor de fier prin tensionare — M.A.H. Howes (S.U.A.)*

— *Tratamentul termic, microstructura și proprietățile mecanice ale oțelurilor de înaltă rezistență Fe-4Cr-0,4C — B.V. Narasimka, Rao, R. W. Miller, G. Thomas (S.U.A.).*

— *Caracteristicile transformării oțelului austenitic de tip 431 — A. Brownrigg (Australia).*

— *Efectul revenirii asupra fisurilor de rectificare la piese cementate — T.E. Várnai (Ungaria).*

— *Tratamentul termic al compușilor de B-Al — J. L. Christian (S.U.A.).*

— *Condiții optime de călire pentru piese turnate din aliaje de aluminiu — P. Archambault, J. C. Chevrier, G. Beck, J. Bouvaist (Franța).*

— *Cîteva aspecte ale tratamentului termic al aliajelor Al-Zn — R. Ciach, B. Dukiet-Zawadzka, J. Dutkiewicz (Polonia).*

— *Efectul deformării plastice asupra procesului de îmbătrînire la aliaje cupru-aluminiu — N. Rashkov, Z. Martinova (Bulgaria).*

— *Cîteva aspecte metalurgice ale tratamentului termic static și în ciclu continuu al sîrmelor din aluminiu și aliaje de aluminiu — C. Drapver (Franța).*

Tratamentul controlat al produselor de oțel.

— *Efectul afinării grăunților de ferită asupra laminării controlate — R. Priestner, E. de los Rios (Anglia).*

— *Influența deformării de finisare în domeniu feritic, asupra proprietăților oțelurilor C-Mn și C-Mn-Nb — W.V. Morrison, B. Mintz (Anglia).*

— *Comportarea la reîncălziri a oțelurilor cu granulație controlată, destinate industriei de gaz — P. J. Dodds, P. Rodgerson, B. L. Jones (Anglia).*

— *Tratamentul termic al oțelurilor de tip 4% Mn cu adaos de vanadiu și niobiu, după laminare controlată — T.N. Baker, N. A. McPherson (Anglia).*

— *Efectul distribuției de MnS asupra propietăților de rupere a oțelurilor slab aliate, tratate termic — R.K.O'Brien, D. H. Jack, J. Nutting (Anglia).*

Călibilitatea

— *O estimare precisă a călibilității Jominy la oțeluri slab aliate și hipereutectoide — J. S. Kirchaldy, G. Pazionis, S.E. Feldman (Canada).*

— *Influența precipitării M_{23} (B, C)$_6$ asupra propietăților oțelurilor slab aliate cu adaos de bor — Ph. Maitrepierre, J. Rofes-Vernis, D. Thivillier, R. Tricot (Franța).*

— *Model matematic pentru determinarea proprietăților mecanice ale produselor metalurgice din oțeluri slab aliate: cîteva exemple de aplicație — R. Blondeau,* Ph. Maymer, *J. Dollet, B. Viellard-Baron (Franța).*

— *Efectul elementelor de aliere asupra cineticii de creștere a perlitei — N. Ridley (Anglia).*

Folosiţi

CUŢITE

în loc de

DISCURI DE RECTIFICARE

Nu mai este necesară utilizarea maşinilor de rectificat pentru prelucrarea de precizie a oţelurilor călite şi a fontelor de înaltă rezistenţă.

Folosiţi în întreprinderea dumneavoastră

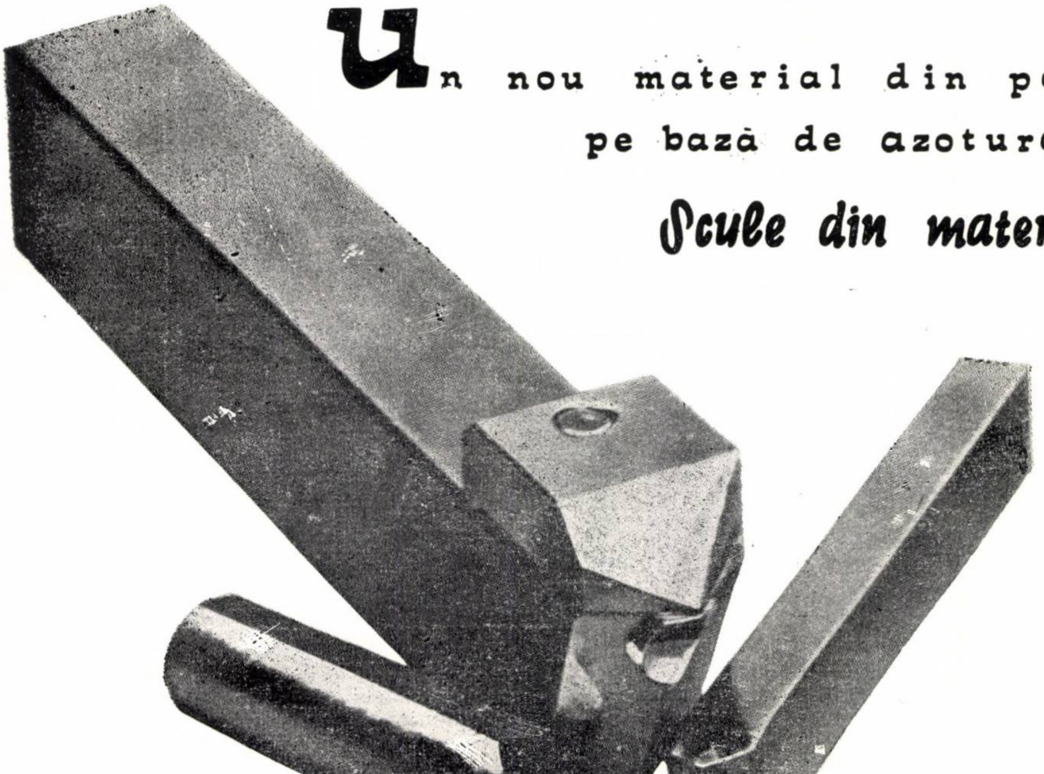
Sculele din materiale compuse

Un nou material din policristale pe bază de azotură de bor.

Scule din materiale compuse

pentru:

- strunjire—alezare;
- rectificare.



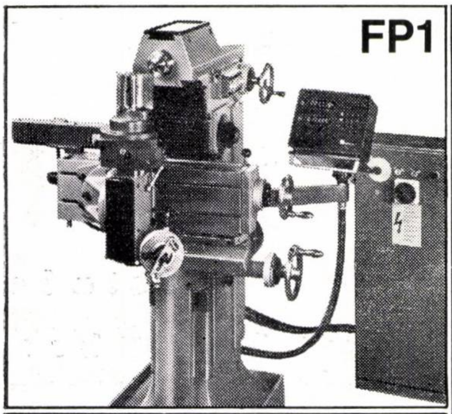
EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova,V-342
str.Obrucev, 34/79
telefon 3347600-3347500 telex 7691-7692-7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР-МОСКВА

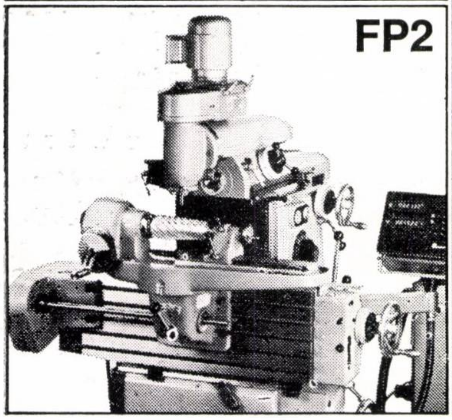
PUBLICOM

DECKEL

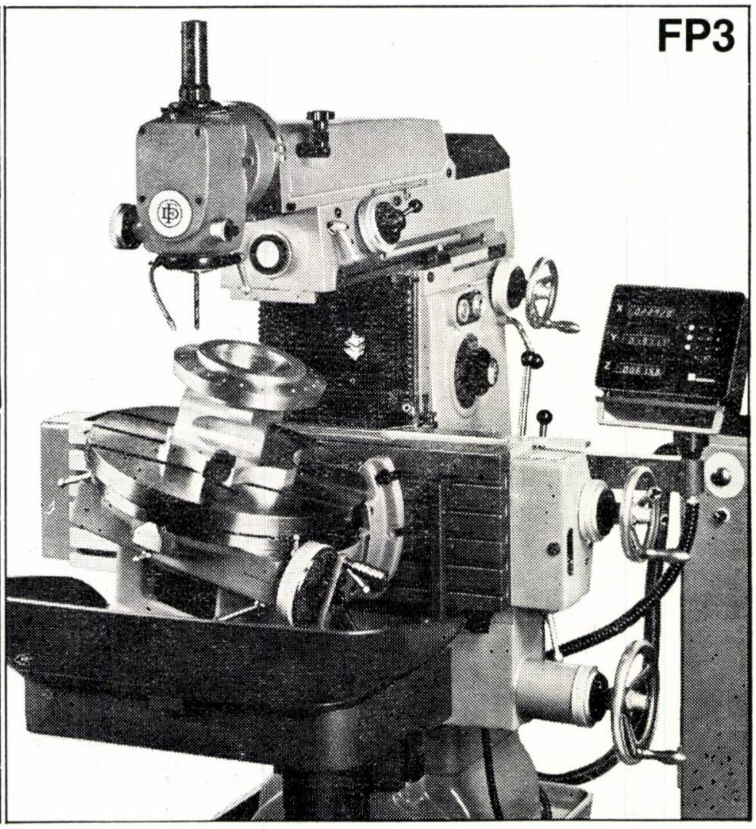
Precizie în cîmpul vizual



FP1



FP2



FP3

Pentru maşinile FP furnizăm indicatoare numerice, cu sistem direct de măsurat curse pentru dimensiuni în lanţ sau absolute, pentru 2 ori 3 axe, cu o dizolvare de 0,01 mm şi indicaţie fină interpolară suplimentară, cu sau fără componentă de zero-fixare (Preset), în carcasă basculantă, de bună vizibilitate.

Avantaje:

Cotele din desen pot fi incursate direct, fără de calcul, după ecran, deoarece punctul de referinţă poate fi plasat prin apăsare de buton (fixarea de zero), în orice parte a domeniului de lucru.

Cotele apar logic, în dependinţă de deplasările corespunzătoare ale maşinei, ca valori positive sau negative.

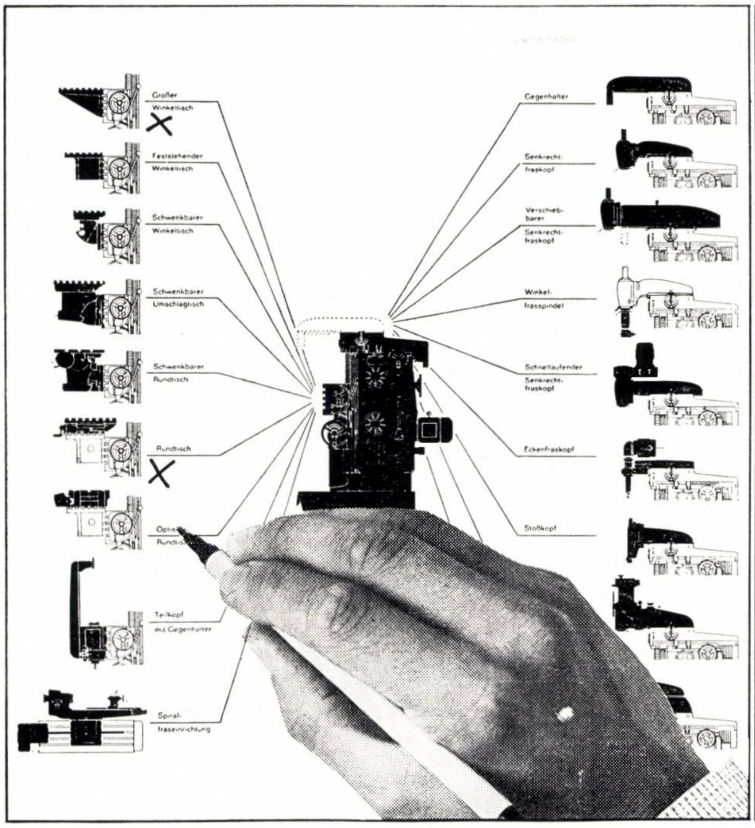
Ecranul poate fi citit în decursul prelucrării, spre control, din toate direcţiile necesare.

La execuţia indicaţiilor numerice cu Preset, cotele desenului pot fi alimentate direct şi incursate exact către valoarea "O".

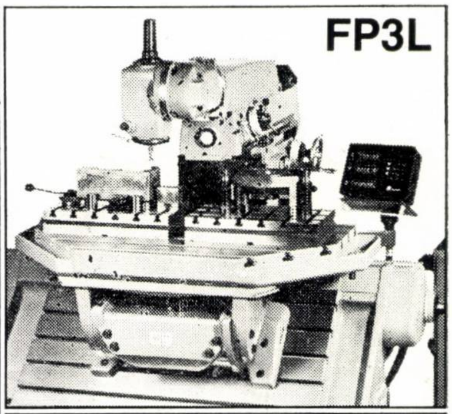
Cu indicatoare numerice pot fi livrate maşinile de tipul FP1, FP2, FP3, FP3LV, FP4 şi FP4L.

DECKEL

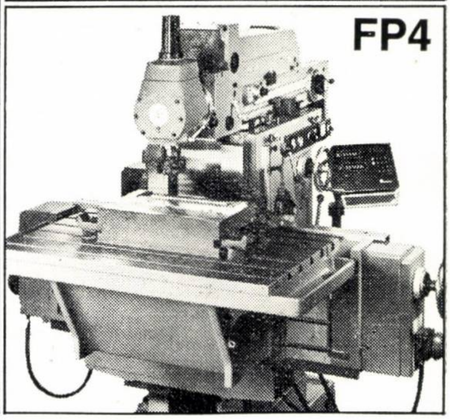
FP – un variabil complex pentru multiple metode de lucru



FP3L



FP4



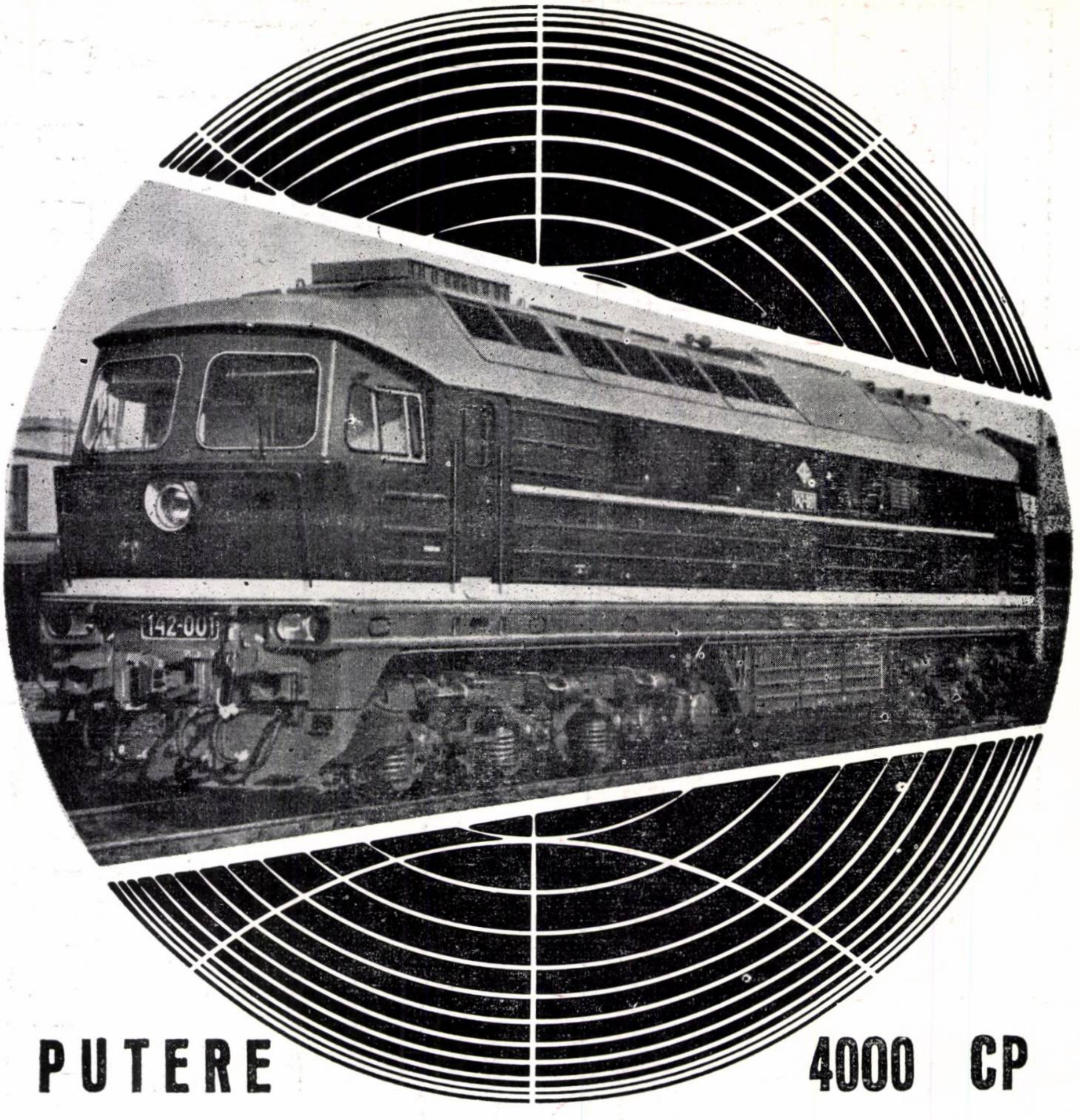
FREZARE-FP înseamnă frezare universală. De-a fi flexibil la rezolvarea de probleme de muncă multiple, diverse. FREZARE-FP înseamnă calificată completare a maşinei Standard din atelier, spre o maşină specială sau o instalaţie multiplă. Aşa, cum este tocmai necesară.

FREZARE-FP înseamnă exploatarea posibilităţilor economice şi tehnice ce oferă programul variabil DECKEL de accesorii: frezare verticală, frezare orizontală, frezare elicoidală, frezare de unghiuri sau frezare de colţuri – mortezare, găurire sau rectificare – pe mese înclinabile ori rotunde – cu şurub micrometic sau cu indicaţie numerică.

Apropo:
Nicăeri, in nici-o ţară nu există vreun producător licenţiat pentru maşini Deckel! Maşini Deckel fabricăm numai noi!

DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
8000 München 70, Plinganserstraße 150



PUTERE 4000 CP

Locomotiva diesel electrică TE 129, cu o parte motoare, se situează la nivelul celor mai bune exemplare similare pe plan mondial -

- este prevăzută cu următorul echipament :
  = transmisie electrică la curent alternativ şi continuu ;
  = frîne electrodinamice ; = încălzire electrică ;
- domeniul de utilizare :
  = transportul de mărfuri (călători) pe căi ferate cu ecartament 1 520 sau 1 435 mm, gabarit minim 02 - T sau VIC.

Dispunerea echipamentului într-o cutie uşoară şi durabilă, sudată în întregime, cu acoperire activă, facilitează accesul liber pentru revizia şi reparaţia tuturor dispozitivelor.

Cele două cabine sînt amenajate pentru conducere şi posedă o bună izolare acustică şi termică.

- Dispunerea osiilor...Co - Co
- Greutatea maximă, t...126
- Incărcarea pe osie, t...21±2%
- Viteza maximă, km/h...120
- Puterea de tracţiune continuă, t ... 24,6

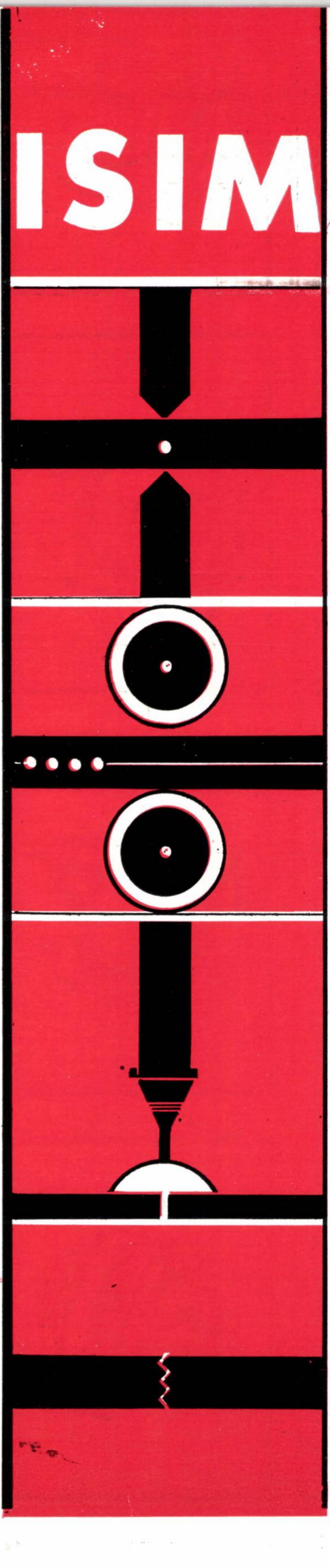
ENERGOMACHEXPORT

Exportator : V/O ENERGOMACHEXPORT

U.R.S.S., 117330, Moscova
Mosfilmovskaia, 35

Telefon : 147-21-77
Telex : 7565

PUBLICOM

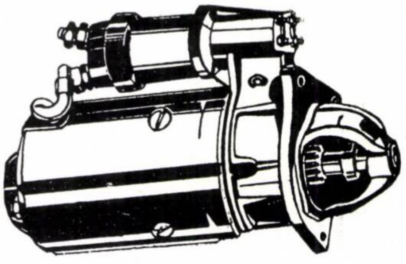


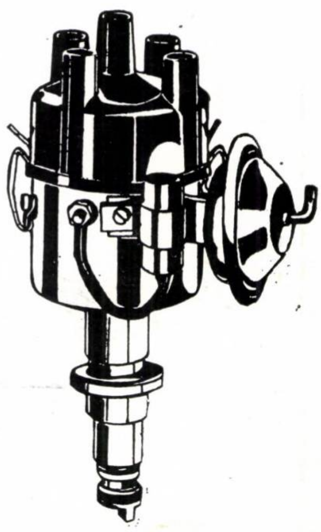
INSTITUTUL DE SUDURĂ ŞI ÎNCERCĂRI DE MATERIALE–TIMIŞOARA

Execută următoarele lucrări şi servicii:

- cercetări integrate pentru fabricaţia structurilor sudate;
  - tehnologii de sudare;
  - tehnologii de control;
- cercetări fundamentale,orientate în domeniu;
- proiectare şi execuţie de echipamente, aparatură şi dispozitive de sudare şi control:
- organizarea fluxurilor tehnologice de produse;
- dezvoltare de echipamente de sudare şi tehnici conexe;
- dezvoltări de materiale de sudare;
- aplicarea tehnologiilor de sudare şi tehnicilor conexe;
- studii de prognoză;
- încercări de materiale şi control nedistructiv;
- expertize pentru avarii şi soluţii de remediere;
- perfecţionarea personalului tehnic de specialitate;
- elaborări de standarde şi normative;
- asistenţă tehnică;
- microproducţie de materiale de sudare, echipamente de sudare.

ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00



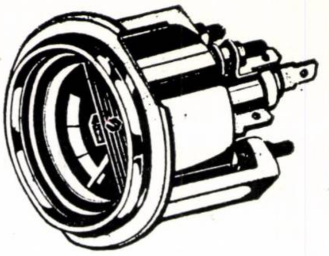


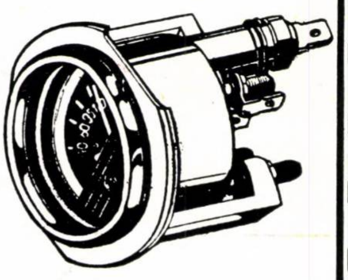
ELECTROPRECIZIA

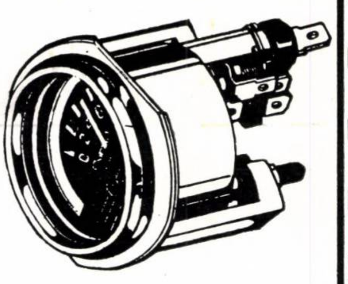
Săcele–Brașov

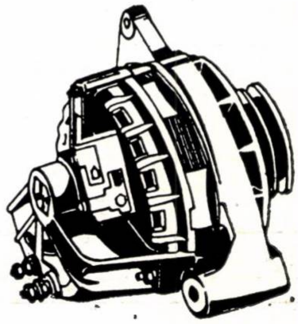
produce printre altele:

- ALTERNATOARE
- DISTRIBUITOARE
- DEMAROARE
- INDICATOR DE TENSIUNE
- INDICATOR TEMPERATURA
- INDICATOR PRESIUNE ULEI
- INDICATOR NIVEL COMBUSTIBIL









AUTOMATION EQUIPMENTS PLANT
AUTOMATICA

automatica

produces: ELECTRICAL EQUIPMENTS FOR AUTOMATION SYSTEMS REQUESTED BY:

- chemical industries
- ferrous metalurgy industry
- mining industry
- consumption-goods and food industry
- energetics sphere.
- automation equipments for machine-tools
- fire detection and signalling stations
- automation equipments for boilers and turbines
- electrical equipment for rolling-stock (Diesel-hydraulic and electric locomotives as well as for passenger-cars).
- electrical equipments for elevating plants and transport installations (cranes, travelling cranes).

automatica

BUCURESTI—CALEA FLOREASCA NR.159
ROMANIA TELEFON: 33 00 10 Tx. 11462—CIETAR

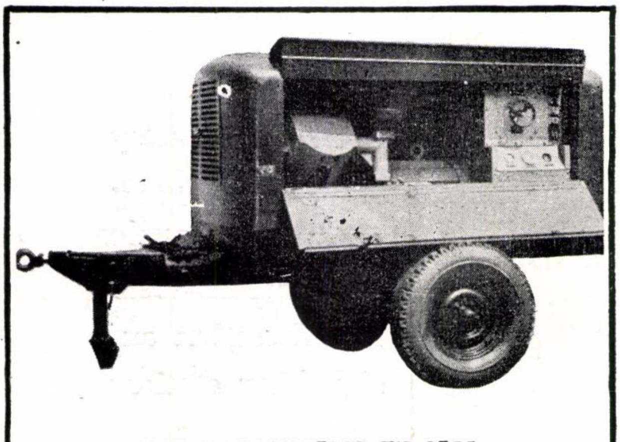
Întreprinderea „TIMPURI NOI" Bucureşti

Splaiul Unirii nr. 165
Sector 4, Cod 74281

Telefon 21.61.60 – 21.57.33
Telex 10.846

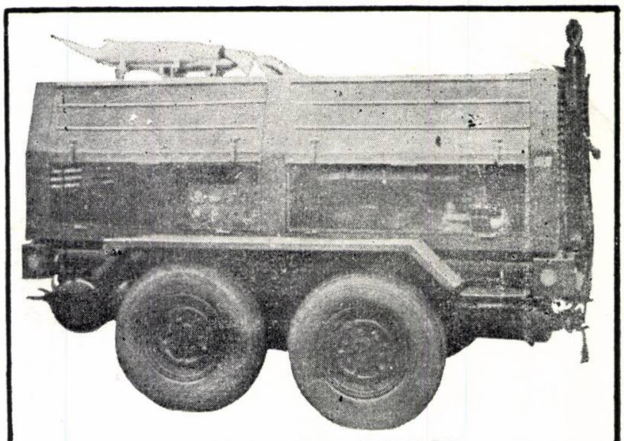
produce şi livrează:

- COMPRESOARE ŞI ELECTROCOMPRESOARE
  0,26 – 10 m³/min



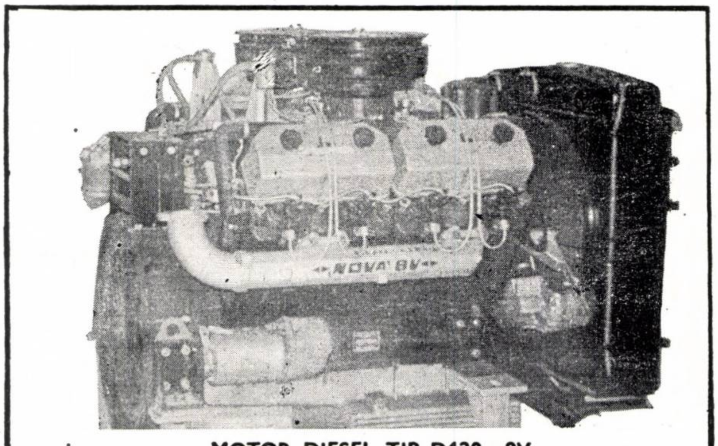
ELECTROCOMPRESOR TIP 2EC5

- MOTOCOMPRESOARE
  5 – 10 m³/min



MOTOCOMPRESOR TIP MC10

- MOTOARE DIESEL
  ŞI CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE
  4 – 120 CP



MOTOR DIESEL TIP D120–8V

PRODUS NOU – ELECTROCOMPRESOR TIP 3EC9

Agregat transportabil destinat să furnizeze aer comprimat pentru transportul pneumatic al cimentului în vrac.

Caracteristici :

- presiune 3 daN/cm^2 ;
- debit 13 m^3/min ;
- turaţie 1 500 rot/min ;
- gabarit 2 540, 1 280, 1 330 mm.

INTREPRINDEREA **AUTOBUZUL**

BUCURESTI, 75308 str.OSTROV nr.3, Sectorul V

telefon : 2 3.9 3.20. telex : 01183718

DATE TEHNICE

.. Dimensiunile de gabarit:

- lungimea, mm 4 700
- lăţimea, mm 1 930

.. Garda la sol sub diferenţial, mm 230

.. Greutatea proprie totală, kg 2 070

- greutatea pe axa din faţă, kg 1 160
- greutatea pe axa din spate, kg 910

.. Greutatea totală, kg, 2 990

- greutatea pe axa din faţă, kg 1 540
- greutatea pe axa din spate, kg 1 450

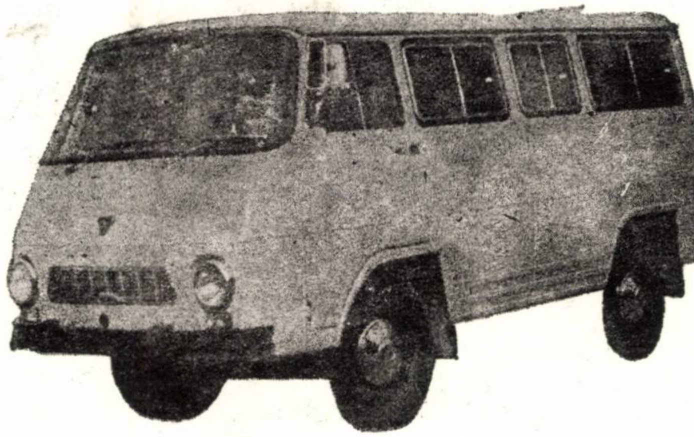
.. Sarcina utilă fără şofer şi însoţitor, kg 850

.. Numărul locurilor în salon 10+1; 12+1

.. Raza minimă de viraj, m 7,5

.. Viteza maximă, km/h 100

.. Consumul de combustibil, l/100 km 18



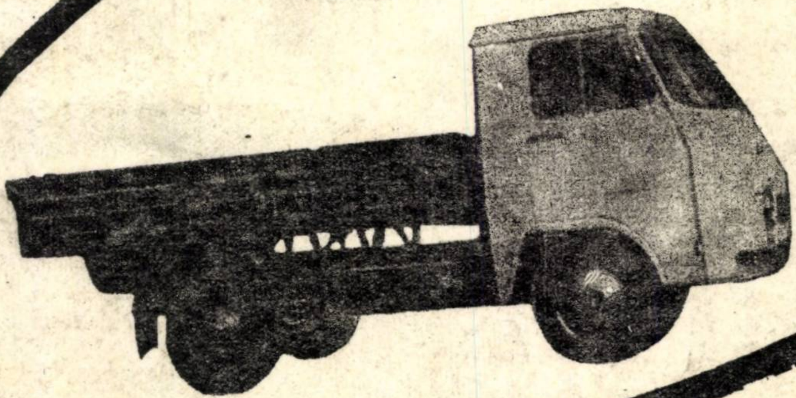
Microbuz TVD 12

Autoutilitarele pot fi oferite fie în varianta standard mai sus menţionată, fie echipate pentru condiţii TH, cu volanul pe stînga (varianta standard) sau cu volanul pe dreapta.

Ele pot fi echipate şi cu motoare Diesel.

întreprinderea **autobuzul**
BUCUREȘTI
75308 str. Ostrov nr. 3, Sectorul V
telefon: 23.93.20.
telex: 01183718

Camioneta TV 12



1977 JUL 28

DATE TEHNICE

- Dimensiunile de gabarit: - lungimea, mm 4 880
  - lăţimea, mm 2 000
- Garda la sol sub diferenţial, mm 230
- Greutatea proprie totală, kg 1 700
  - pe axa din faţă, kg 1 050
  - pe axa din spate, kg 650
- Greutatea totală, kg 3 090
  - pe axa din faţă, kg 1 340
  - pe axa din spate, kg 1 750
- Sarcina utilă fără şofer şi însoţitor, kg 1 250
- Numărul locurilor în cabină 1 + 1
- Raza minimă de viraj, m 6,0
- Viteza maximă, km/h 100
- Consumul de combustibil, l/100 km 18

Autoutilitarele pot fi oferite fie în varianta standard mai sus menţionată, fie echipate pentru condiţii TH, cu volanul pe stînga (varianta standard) sau cu volanul pe dreapta. Ele pot fi echipate şi cu motoare Diesel.

E 3279

REFERALVA

CONSTRUCTIA DE MAŞINI

6

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI • BUCUREŞTI • ANUL XXIX • nr. 6 • IUNIE 1977

Institutul
de cercetări și proiectări tehnologice
pentru industria construcțiilor de mașini

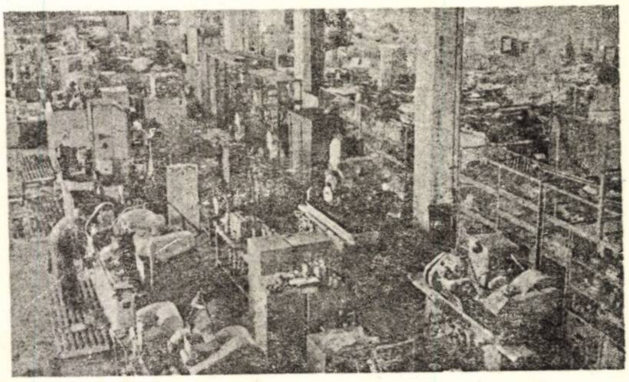
Şos. Olteniţei 105, sector 5, Bucureşti
telefon : 83 21 70 —— telex : 11798

ICPTCM

ACTIVITATI

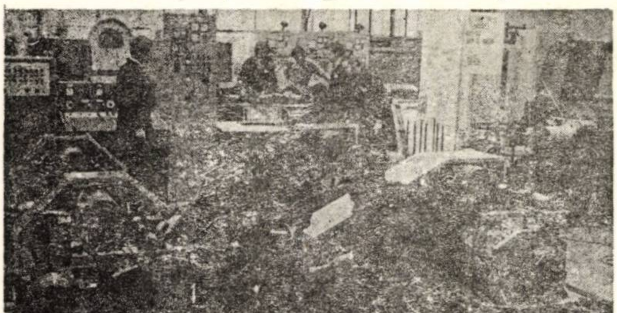
- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

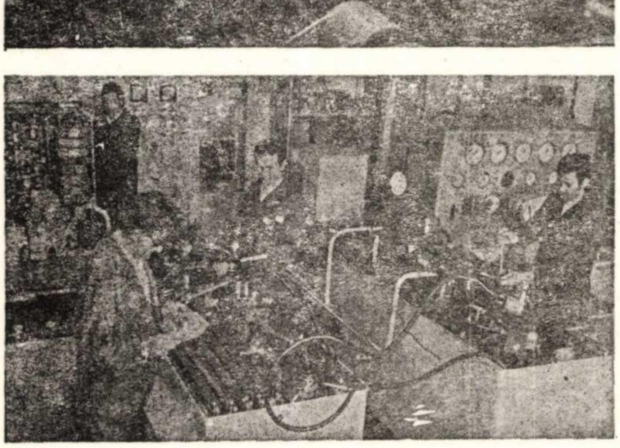
Vedere parţială din baza de execuţie
Sectorul prelucrări mecanice



PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

Laboratorul de organe de maşini





Laboratorul de acţionări hidraulice

- Prelucrări mecanice prin aşchiere
- Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale (electroeroziune, electrochimie, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanţare şi deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice şi vopsire
- Montaj mecanizat şi automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acţionări hidraulice şi pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboţi etc.
- **Organe de maşini de uz general (angrenaje, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibraţii)**
- **Organizarea proceselor de fabricaţie în atelierele de prelucrări şi montaj**
- **Codificarea informaţiilor pentru prelucrarea automată a datelor**
- **Balanţarea capacităţilor de producţie**
- **Planificare, programare, urmărire a producţiei**
- **Tehnologii tipizate şi normative de timp**

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI

ANUL XXIX, Nr. 6, IUNIE 1977

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI ÎN INDUSTRIA DE AUTOVEHICULE ȘI TRACTOARE

(Număr special editat cu ocazia sesiunii a 10 ani de la înființarea I.C.P.A.T.)

BUCUR, C.:	**Realizări ale I.C.P.A.T. în 10 ani de activitate.**	265
STANCIU, I.:	**Calculul temperaturii discurilor ambreiajelor cu cuplare sub sarcină.**	270
PETRESCU, N.,: POPESCU, B.	**Culegerea datelor pentru încercările simulative și stabilirea regimurilor de încercare.**	276
MAZILU, A.:	**Considerații privind eficiența exploatării autobasculantelor grele.**	283
PETRESCU, N.,: STANCIU, I., POPESCU, RODICA	**Optimizarea soluției constructive a unei punți sudate prin încercări simulative pe banc.**	287
VLĂDĂREANU, V.,: PÎRLEA GEORGETA, VASU, O.	**Aspecte ale cercetării aplicative privind zgomotul și vibrațiile la autocamioanele fabricate de I. A. Brașov.**	291
PURȚUC, N.:	**Aparat pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil, realizat la I.C.P.A.T. Brașov.**	295
OLTEANU, C.:	**Contribuții la calculul presiunii de contact la dinții angrenajelor.**	298
ALEXANDRESCU, PETRA:	**Filtre de aer pentru motoare de autovehicule.**	302
TEUTSCH, U.:	**Probleme de stabilitate la tractoarele cu șasiu articulat.**	307
IONIȚĂ, T.:	**Studiul angrenajelor simple și planetare cu dinți drepți și profil în evolventă cu ajutorul calculatorului FELIX C-256.**	313
RECENZII		
DUMITRU, T., SPINEANU ULM:	**Traian Demian – Elemente constructive de mecanică fină.**	319

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: TEODOSIA OPRESCU
Redactor: ȘERBAN TEODORESCU
Consultant științific: ing. DAN ANDRONESCU;

S U M A R

CZ : 629.113/114.002

Bucur, C. : **Realizări ale I.C.P.A.T. în 10 ani de activitate.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 265 fig. 12,

CZ : 621–33

Stanciu, I. : **Calculul temperaturii discurilor ambreiajelor cu cuplare sub sarcină.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 270 fig. 7, ref. 12

CZ : 62.001.5

Petrescu, N., Popescu, B. : **Culegerea datelor pentru încercările simulative şi stabilirea regimurilor de încercare.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 276, fig. 2, tab. 6, ref. 1

CZ : 629.114.4.004.1

Mazilu, A. : **Consideraţii privind eficienţa exploatării autobasculantelor grele.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 283, fig. 3, tab. 6, ref. 2

CZ : 621.791.44.001.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Popescu, Rodica : **Optimizarea soluţiei constructive a unei punţi sudate prin încercări simulative pe banc.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 287, fig. 11, tab. 2, ref. 2

CZ : 629.114.4 : 621-752

Vlădăreanu, V., Pîrlea Georgeta, Vasu, O. : **Aspecte ale cercetării aplicative privind zgomotul şi vibraţiile la autocamioanele fabricate de I. A. Braşov.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 291, fig. 8, ref. 4

CZ : 662.6/8

Purţuc, N. : **Aparat pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil, realizat la I.C.P.A.T. Braşov.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 295, fig. 4, ref. 4

CZ : 621.833.001.2

Olteanu, C. : **Contribuţii la calculul presiunii de contact la dinţii angrenajelor.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 298, fig. 5, ref. 4

CZ : 629.113 : 621.431.73

Alexandrescu, Petra : **Filtre de aer pentru motoare de autovehicule.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 302, fig. 9, tab. 2,

---

CZ : 629.114.2

Teutsch, U. : **Probleme de stabilitate la tractoarele cu şasiu articulat.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 307, fig. 10, ref. 5

CZ : 621.833 :681.31

Ioniţă, T. : **Studiul angrenajelor simple şi planetare cu dinţi drepţi şi profil în evolventă cu ajutorul calculatorului FELIX C–256.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 313, fig. 10, tab. 2, ref. 11

Revista „CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la : Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista „Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi : lei 150 anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 70 anual. Costul unui exemplar : lei 8.
Tiparul : Întreprinderea poligrafică „Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7225

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1976, conform aprobării C.P.T. nr. 137/6332/1975.

41.042

C O N T E N T S

DC : 629.113/114.002

Bucur, C. : **Ten years of I.C.P.A.T achievements.**

The article presents the achievements obtained here during 10 years'activity.

Construcţia de maşini 29 (1977), nr. 6, p. 265, fig. 12

DC : 621—33

Stanciu, I. : **Calculus of on-load clutch disks temperature.**

A summary of bibliographical sources regarding calculating on-load clutch disks temperature and finally a simulating method are presented.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 270, fig. 7 ref. 12

DC : 62.001.5

Petrescu, N., Popescu, B. : **Collecting simulation tests data and establishing test conditions.**

The work offers to design engineers a method of analysis and statistical interpretation of test data for establishing laboratory test conditions, equivalent to working conditions in service.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 276, fig. 2, tab. 6, ref. 1

CD : 629.114.4.004.1

Mazilu, A. : **Considerations on working efficiency of heavy dumpers.**

Heary dumper efficiency in site operation depends in a great measure upon working technology organization. Form the calculation example results the possibility of 180—100 DAC dumper production rate duplication through a proper correlation with a 12 c.m. excavator, road development and discharge fiel l.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 283, fig. 3, tab 6, ref. 2

DC : 621,791.44.001.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Popescu, Rodica : **Optimization of a welded axle constructive solution through simulation tests on the proofstand.**

In this work the particular consequence of piece layout on endurance limit is pointed out.

The tested solution shows how important is the absence of material strength knowledge and the consequences that it can involve.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 287, fig. 11, tab. 2, ref. 2

DC : 629.114.4 : 621—752

Vlădăreanu, V., Pîrlea Georgeta, Vasu, O. : **Aspects of applied research concerning noises and vibrations of I. A. Braşov produced trucks.**

The work offers an efficient research method concerning truck noises and vibrations. The critical speeds of revolutions, the generating causes of unpleasant sound phenomena in the driver's cab, the vibration transmission path from power plant to the cab and resonance elements are studied here. The cab and engine elastical suspension system is offered in a work based en sound documentary evidence.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 291, fig. 8, ref. 4

DC : 662.6/8

Purţuc, N. : **Gravimetrical fuel consumption meter, performed by I.C.P.A.T Braşov.**

The meter achieved by the Rasearch and Design Institute for Motor-Vehicles and Tractors in Braşov offers comparable performances with well known similar products. It could be employed in various equipments using liquids with properties close to liquid fuel.

The meter is built with home electronical pieces.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 295, fig. 4, ref. 4

DC : 621.833.001.2

Olteanu, C. : **Contributions to pressure contact calculus in gear teeth.**

A numerical method to be applied on the FELIX C. 256 computer, meant to solve the spring contact of two given bodies actually meaning by this pressure distribution and max. pressure calculus and the contact area determination as well.

It is applied to solving a similar problem between point-contacted gear teet (unloaded).

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 298, fig. 5, ref. 4

DC : 629.113 : 621.431.73

Alexandrescu, Petra : **Air filters for automotive engines.**

Air, fuel and pure oil ensurance for an internal combustion engine improves its performances and reduces wear phenomena of main components, thus encreasing its strength. It is ascertained how more than 90 p.c. of the foreign matters will generally get into the engine by the in-taken combustion air, which makes the air filter indispensible. This work presents the air filter used on engines in Romania, the test bench on which it is tested and the necessity to accurately filter the air, entering the engine.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 302, fig. 9, tab. 2

DC : 629.114.2

Teutsch, U. : **Stability problems for joint-chassis tractors.**

The cross-stability, of the joint-chassis tractors varies with respect to various factors. The work offers an analytical calculating method, which allows estimating the cross-stability.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 307, fig. 10, ref. 5

DC : 621.833 : 681.31

Ioniţă, T. : **The study of simple, straight toothed and involute profile gears with the assistance of the FELIX C. 256 computer.**

The computer allows geometry and strength analyses on straight toothed, inner and outer, simple or planet, involute profile gears and the programme was finally a basis for improving planet gears for axles on the ICPAT-made trucks.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 313, fig. 10, tab. 2, ref. 11

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM-Serviciul export-import presă. P.O. Box 136—137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

S O M M A I R E

CD : 629.113/114.002

Bucur, C. : **Réalisations de l'I.C.P.A.T.-Braşov pendant 10 années d'activité.**

L'article présente les réalisations de l'institut pendant 10 années d'activité.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 265, fig. 12

CD : 621.—33

Stanciu, I. : **Le calcul de la température des disques d'embrayage avec couplage sous charge.**

L'ouvrage représente une synthèse des différentes sources bibliographiques sur le calcul de la température des disques d'embrayage avec des rapports sous charge achevé avec une méthode de calcul programmée sur calculateur.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 270, fig. 7, ref. 12

CD : 62.001.5

Petrescu, N., Popescu, B. : **Recueil de données pour des essais de simulation et la détermination des régimes d'essai.**

L'ouvrage présente une méthode d'analyse et d'interpretation statistique des données obtenues par essai, accessible aux ingénieurs de conception pour la détermination des régimes d'essai en laboratoire, équivalents au régime de fonctionnement en exploitation.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 276, fig. 2, tab. 6, ref. 1

CD : 629.114.4.004.1

Mazilu, A. : **Considérations sur l'efficience de l'exploitation de lourds camions basculants.**

L'efficience des camions lourds à bascule dans l'exploitation en chantiers dépend, dans la plus grande mésure, du mode d'organisation de la technologie d'exploitation. Il s'ensuit de l'exemple de calcul présenté la possibilité de doubler la productivité du camion à bascule DAC 180—100 par une corrélation correcte avec un excavateur de 12 mc, l'amenagement des routes et des lieux de déchargement.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, p. 283, fig. 3, tab. 6, ref. 2

CD : 621 .791.44.001.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Popescu, Rodica : **L'optimisation de la solution constructive d'un essieu soudé par essais de simulation sur banc.**

L'article se fait remarquer pas l'importance particulière de la configuration des pièces sur la résistance à la fatique. Les solutions essayées montrent la subtilité de l'absence des notions concernant la résistance des matériaux et les conséquences qu'elle peut entrainer.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 287, fig. 11, tab. 2, ref. 2

CD : : 629.114.4 : 621—752

Vlădăreanu, V., Pirlea, Georgeta, Vasu, O. : **Aspects de la recherche appliquée concernant le bruit et les vibrations aux camions fabriqués par l'Entreprise de camions (I.A.) de Braşov.**

L'ouvrage présente une méthode efficiente de recherche concernant le bruit et les vibrations des camions. On a étudié les rotations critiques, les causes génératrices du phénomène auditif désagréable dans la cabine, les voies de transmission des vibrations du groupe moto-propulseur a la cabine, ainsi que les éléments de résonance de celle-ci. On présente une étude bien documentée du système de suspension élastique du moteur et de la cabine.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 291 fig. 8, ref. 4

CD : 662.6/8

Purţuc, N. : **Appareil pour la mesure gravimétrique de la consommation de combustible réalisé par l'Institut de recherche et projéction pour vehicules-moteur et tracteurs (I.C.P.A.T).de Braşov.**

L'appareil construit à ICPAT présente des performances comparable à des produits similaires connus, pouvant être employé dans des installations diverses qui utilisent des liquides avec des propriétés rapprochées à celles du combustible liquide. L'appareil a été réalisé avec des pièces électroniques de production indigène.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 295, fig. 4, ref. 4

CD : 621.833.001.2

Olteanu, C. : **Contributions au calcul de la pression de contact entre les dents des engrénages.**

L'ouvrage présente une méthode numérique applicable sur le calculateur FELIX C. 256, destinée à résoudre le problème du contact élastique des deux corps quelconque, en comprenant la détermination de la répartition des pressions entre les deux corps, la detérmination de la pression maxime ainsi que la détermination du domains de contact. La méthode sera appliquée pour la résolution du problème du contact élastique entre les dents d'un engrenage à contact en forme de point (non-chargé).

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 298, fig. 5, ref. 4

CD : 629.113 : 621.431.73

Alexandrescu, Petra : **Filtres à air pour les moteurs des véhicules-moteur**

L'assurance du moteur à combustion interne avec de l'air, du combustible et de l'huile propres participe à un meilleur fonctionnement et à la réduction de l'usure des principales pièces qui détermine sa durabilité. On a constaté que la plus grande partie des impuretés de plus de 90% pénétre dans le moteur par l'air aspiré pour la combustion, d'où résulte l'importance remarquable des filtres à air. L'ouvrage présente des filtres à air utilisés sur les moteurs de véhicules-moteur fabriques en Roumanie, le banc sur lequel on les essaie et la nécessité de la filtration correcte de l'air aspiré par le moteur.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 302, fig. 9, tab. 2

CD : 629.114.32

Teutsch, U. : **Problémes de stabilité des tracteurs à chassis articulé.**

La stabilité transversale des tracteurs à chassis articulé est variable en fonction d'une série de facteurs. On détermine une méthode analytique de calcul qui permet l'évaluation de la stabilité transversale.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 307, fig. 10, ref. 5

CD : 621.833.681.31

Ioniţă, T. : **L'étude des angrénages simples et planétaires à denture droite et profil en développante à l'aide du calculateur FELIX C — 256.**

L'instrument de calcul réalisé permet des études de géométrie et résistance sur les engrenages à denture droite, extérieurs ou intérieures, simples ou planétaires avec profil en développante. Le programme réalisé sert à perfectiomnner les engrenages planétaires pour les essieux des camions élaborés par ICPAT Braşov.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 6, p. 313, fig. 10, tab. 2, ref. 11

ATTENTION

Les lectures étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM—Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex: 11 226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 629.113/114.002

Bucur, C. : **I.C.P.A.T. — Verwirklichungen während einer zehnjährigen Tätigkeit.**

Man stellt die während der 10-jährigen Tätigkeit des Institutes geworbenen Verwirklichungen dar.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 265, bild. 12.

DK : 621—33

Stanciu, I. : **Temperaturberechnung von unter Last gekoppelten Kupplungscheiben.**

Die Arbeit stellt eine Zusammenfassung der verschiedenen Schrifttumquellen hinsichtlich der Temperaturberechnung der unter Last gekoppelten Kupplungsscheiben dar und schliesst sich mit einer rechnergestützten Simulierungsmethode ab.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 270, bild. 7, ref. 12

DK : 62.001.5

Petrescu, N., Popescu, B. : **Datenerfassung für Simulationsversuche und Ermittlung der Versuchszustände.**

Die Arbeit stellt eine statistische Bearbeitungs- und Deutungs-methode von versuchsdaten dar, die für Konzeptionsingenieure zur Bestimmung einiger Lagbor Versuchszustände zugänglich ist, idem sie die Betriebszustände nachahmen.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 276, bild. 2, tab. 6, ref. 1

DK : 629.114.4.004.1

Mazilu, A. : **Betrachtungen über den Betriebswirkungsgrad schwerer Muldenkipper.**

Der Betriebswirkungsgrad der schweren auf Baustellen verwendeten Muldenkippern, ist am höchsten von der Anordnung deren Betriebstechnologie abhängig.

Das vorgestellte Beispiel weist auf, wie DAC 180—100 Muldenkipper doppelt leisten könnte, durch richtigen Binden mit einem 12 qm Bagger, durch Auslegung der Strassen und der Ausladestellen.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 283, bild. 3, tab. 6, ref. 2

DK : 621.791.44.001.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Popescu Rodica : **Optimisierung der Baulösung einer geschweisten Brücke durch Simulationsversuche am Prüfstand.**

Man spricht hier von der Bedeutung der Form über der Dauerfestigkeit der Bestandteile. Die erprobten Lösungen weisen nach wie Kentnissmangel feinfüllig auf Werkstoff-Festigkeit auswirken kann.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 287, bild. 11, tab. 2, ref. 2

DK : 629.114.4 : 621—752

Vlădăreanu, V., Pîrlea, Georgeta, Vasu, O. : **Aspekte der angewandten Geräusch- und Schwingungsforschungen der von I. A. Braşov hergestellten LKW.**

Die Arbeit stellt eine wirksame Forchungsmethode der auf Lkw erschienenen Geräusch — u. Schwingungserscheinungen vor. Es werden kritische Drehzahlen, die Ursachen der im Fahrerhaus hervorgerufenen unangenehmen Schallovorgang, die Übertragungswege der Schwingungen von Motor-Triebgruppe auf dem Fahrerhaus, als auch die Resonanzelemente analysiert. Es wird auch ein Studium der Gummilagerung des Motors und Fahrerhaus dargestellt.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6 p. 291, bild. 8, ref. 4

DK : 662.6/8

Purţuc, N. : **I.C.P.A.T. Braşov hergestellter Gravimeter zur Brennstoffverbrauchsmessung.**

Das in I.C.P.A.T.-Braşov hersgestellter Gerät besitzt vergleich-baren Leistungen mit gleichartigen bekannten Produkte, und kann auf verschiedenen Anlagen angebracht sein, welche Flüssigkeiten von ähnlichen Eigenschaften wie der flüssigen Brennstoffe verwenden, und wurde von einheimischen erzeugten elektronischen Bestandteile herstellt.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 295, bild, 4, ref. 4

DK : 621.833.001.2

Olteanu, C. : **Beiträge zur Kontaktdruckberechnung der Radzähne.**

Die Arbeit stellt eine rechnerischen auf FELIX C 256 anwendbaren Methode dar, die die Frage der Federkontakt zweier irgendwelchen Körper löst ; das bedeutet Bestimmen der Druckverteilung zwischen Körper und des max. Druckes, als auch des Kontaktgebietes. Diese Methode wird hier auf dem Federkontakt zwischen punktberührbaren Radzähnen (unbelastet) verwendet.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 298, bild. 5, ref. 4

DK : 629.113 : 621.431.73

Alexandrescu, Petra : **Luftfilter für Fahrzeugmotoren.**

Versicherung der Brennkraftmotoren mit Luft, Brennkraftstoff und reinem Öl ist Voraussetzung einer besseren Leistung und der Verschleissverminderung der Hauptbestandteile, die seiner Dauerfestigkeit vestimmen. Die Arbeit stellt die in Rumänien auf Motoren verwendeten Luftfilter, den Prüfstand auf welchen diesen erprobt wurden und die richtigen Filtrierungsnotwendigkeit der vom Motor abgesaugten Luft vor.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 302, bild. 9, tab. 2

DK : 629.114.2

Teutsch, U. : **Stabilitätsfragen bei Gelenkschleppern.**

Die Querstabilität der Gelenkschleppern ist mit verschiedenen Werte veränderlich. Es wird eine analytische Berechnungsmethode bestimmt, welche die Ermittlung der Querstabilität erlaubt.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 307, bild. 10, ref. 5

DK : 621.833.681.31

Ioniţă, T. : **Studium der einfachen, geradezahnigen Planeten- und Evolventenprofilgetrieben, mit Hilfe des FELIX C—256 rechners.**

Der Rechner erlaubt geometrischen und Festigkeitsstudien der einfachen, geradezähnigen, Innen-u. Aussen — od. Planetengetreiben mit Evolventeprofil.

Der hergestellte Programm ist Grund zur Verbesserung der Planetenradgetriebe der von I.C.P.A.T. hergestellten Lkw.-Brücken.

Constructia de maşini, 29 (1977), Nr. 6, p. 313, bild. 10, tab. 2, ref. 11

ACHTUNG!

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă, P.O. Box 136—137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

СОДЕРЖАНИЕ

Д.К: 621.113/114.002

Букур, К.: **Достижения ИКПАТ за 10 лет деятельности.**

В статье представлены достижения, полученные институтом за 10 лет деятельности.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 265, фиг. 12

Д.К: 621–3

Станчу, И.: **Вычисление температуры дисков сцеплении с включением под нагрузкой.**

Работа представляет собой снитез о различных литературных источниках по вычислению температуры дисков сцеплений с включением под нагрузкой, окончена с расчетным методом, программированным на ЭВМ.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 270, фиг. 7, реф. 12

Д.К: 621.001.5

Петреску, Н., Попеску, В.: **Выбор данных для имитационных испытаний и установление испытательных режимов.**

В работе представляется метод обработки и статистической интерпретации данных, полученных при испытаниях, доступный инженерам, работающим в конструкторских бюро, для установления режимов лабораторных испытаний, эквивалентных рабочему эксплуатационному режиму.

Construcţia de maşini, 29, (1977), nr. 6, стр. 276, фиг. 2, таб. 6, реф. 1

Д.К.: 629.114.4.004.1

Мазилу, А.: **Эффективность эксплуатаций тяжёлых автосамосвалов.**

Эффективность тяжёлых автосамосвалов при эксплуатации на стройках в значительной степени зависит от того, как организована их эксплуатационная технология.

Из представленного расчетного примера вытекает возможность удвоения производительности автосамосвала DAC 180-100 путем правильной корреляции с одним 12 т.с. экскаватор, оборудование дорог и разгрузочного места.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 283, фиг. 3, таб. 6, реф. 2

Д.К.: 621.791.44.001.5

Петреску, Н., Станчу И., Попеску Родика: **Оптимизация конструктивного решения сваренного моста путём имитационных испытаний на стенде.**

В работе подчеркивается особую важность формы деталей на усталостную прочность.

Испытанные решения показывают настолько тонкие и какие могут быть следствия отсутствии знаний по сопротивлению материалов.

Construcţia de maşini 29 (1977), nr. 6, стр. 276, фиг. 11, таб. 2, реф. 2

Д.К: 629.114.4:621-751

Влэдэреану, В., Пырлеа Джеорджета, Васу, О.: **Виды прикладного исследования шума и вибраций грузовых автомобилей, изготовленных предприятием грузовых автомобилей — Брашов.**

В работе представлен эффективный метод исследования шума и вибраций грузовых автомобилей. Были исследованы критические числа оборотов, причины возникновения неприятного звукового явления в кабине, пути передачи вибраций от группы двигатель-движитель к кабине, а также резонансные элементы кабины.

Также была исследована система упругой подвески двигателя и кабины.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 291, фиг. 8, реф. 4

Д.К: 662.6/8

Пурцук, Н.: **Прибор для весового измерения расхода топлива, изготовлен в ИКПАТ — Брашов.**

Прибор, изготовленный в ИКПАТ, обладает характеристиками, сравнимыми с известными подобными изделиями; он может быть применен на различных установках, использующих жидкости и качествами, близкими к качествам жидкостного топлива.

Его изготовление в нашей стране является возможным, так как используются интегрирующие электронные цепи.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 295, фиг. 4, реф. 4

Д.К: 621.883.001.2

Олтеану, Ч.: **К вопросу расчёта давления при контакте зубьев зацеплений.**

В работе представлен цифровой метод, применяемый на ЭВМ FELIX C. 256, для решения вопроса упругого контакта любых двух тел, подразумевая при этом определение распределения давлений между обеими телами, максимального давления, а также установление контактной области.

В работе применяется этот метод при решении вопроса упругого контакта между зубьями зацепления с точечным контактом (в ненегруженном состоянии).

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 298, фиг. 5, реф. 4

Д.К: 629.113:621.431.73

Александреску Петра: **Воздушные фильтры для автомобильных двигателей.**

Обеспечение двигателя внутреннего сгорания чистыми воздухом, топливом и маслом способствует более хорошей работе и снижению износов основных деталей, определяющих его долговечность.

Установлено, что большая часть примесей свыше 90% попадает в двигателе вместе со всасывающим воздухом для сгорания, откуда вытекает особое значение воздушных фильтров.

В работе представлены воздушные фильтры, применяемые на двигателях румынского производства, стенд, на котором производятся их испытания и необходимость правильной фильтрации воздуха, всасываемого двигателем.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 302, фиг. 9, таб. 2

Д.К: 629.114.2

Тойч, У.: **К вопросу устойчивости тракторов с ломающимся шасси.**

Поперечная устойчивость тракторов с ломающимся шасси изменяется в зависимости от ряда факторов. Устанавливается аналитический метод расчета, позволяющей оценку поперечной устойчивости.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 307, фиг. 10, реф. 5

Д.К: 621.833:681.31

Ионицэ, Т.: **Изучение простых и планетарных зацеплений с прямыми зубьями и эвольвентным профилем с применением ЭВМ — Felix C 256.**

Созданный метод расчета позволяет осуществить геометрические исследования и расчеты на сопротивление прямозубчатых, внешних или внутренних зацеплений, простых или планетарных с эвольвентным профилем.

Осуществелнная программа легла в основу оптимизации планетарных зацеплений мостов грузовых автомобилей, разработанных в ИКПАТ.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 6, стр. 313, фиг. 10, таб. 2 реф 11

ВНИМАНИЕ!

Читатели иностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul export-import presă. P. O. Box 136—137. Telex 11226, Bucureşti. str. 13 Decembrie nr. 3.

C.Z. 629.113/114.002

Realizări ale I.C.P.A.T. în 10 ani de activitate 1966—1976

Ing. Constantin BUCUR – Institutul de cercetări şi proiectări pentru autovehicule şi tractoare (ICPAT) – Braşov.

Dezvoltarea cercetării ştiinţifice a constituit şi constituie o preocupare constantă a politicii partidului şi statului nostru, materializată în fonduri de investiţii care au sporit an de an.

Astfel, în vederea valorificării cît mai depline a potenţialului de cercetare printr-o concentrare maximă a forţelor pe probleme fundamentale de actualitate ce decurg din coordonatele dezvoltării economiei naţionale, în 1966 a luat fiinţă Institutul de cercetări şi proiectări de autovehicule şi tractoare de la Braşov.

Scopul institutului a fost şi este diversificarea producţiei de autovehicule şi tractoare, asimilarea unor produse cu înalte performanţe tehnice şi calitative, perfecţionarea celor din producţia curentă, valorificarea creatoare a licenţelor achiziţionate etc.

În prezent există în institut 8 ateliere de cercetare şi proiectare, care îşi desfăşoară activitatea în cîteva mari domenii : autovehicule, tractoare, motoare, autoutilitare. Aceste ateliere dispun de aparatura necesară pentru cercetare la nivelul tehnicii moderne. De asemenea, institutul are o secţiune pentru execuţia modelelor funcţionale şi a prototipurilor care dispune de o bază materială dezvoltată, în care proiectanţii şi cercetătorii îşi materializează rodul gîndirii şi creaţiei proprii. La sfîrşitul cincinalului 1976—1980, baza tehnică a institutului se va dubla faţă de dotarea actuală ; corespunzător va creşte şi forţa de gîndire astfel că, la finele cincinalului, cu o asemenea bază materială şi forţă de creaţie-valoroase, I.C.P.A.T. va putea rivaliza cu oricare din institutele din lume de acelaşi profil.

La început realizările au fost, desigur, modeste, nucleul constituit străduindu-se să răspundă cerinţelor — la acea dată—ale industriei de autovehicule şi tractoare din ţară. Pentru acţiunii de modernizare a produselor Întreprinderii de autocamioane din Braşov.

Era nevoie de un autocamion modern cu o capacitate mai mare de transport şi ca urmare, au fost create primele modele funcţionale de autocamioane româneşti cu cabină avansată, „VIFOR şi ZIMBRU". Caracteristicile tehnice ale acestor modele funcţionale erau aceleaşi cu ale autocamionului SR—113 Bucegi, însă prezentau o platformă mai lungă datorită cabinei avansate, deci un volum mai mare de transport.

Era necesar însă şi un autocamion care să aibă cabină avansată şi totodată rabatabilă pentru a se putea ajunge mai uşor la motor şi atunci s-a creat autocamionul „SR—113 modernizat". Deoarece autocamionul SR—131 era echipat cu motorul SR—211 şi fiind nevoie de autocamioane uşoare şi rapide pentru transportul urban de mărfuri, a fost necesară proiectarea şi executarea unui autocamion de 1,5—2 tone şi 2—3 tone. Institutul a executat grupul de autocamioane „Compact" de 1,5—2 tone şi apoi de 2—3 tone.

Achiziţionarea ulterioară a licenţei MAN şi orientarea industriei de autocamioane spre soluţia cu motor diesel au făcut ca aceste proiecte să nu fie introduse în fabricaţia de serie. Soluţiile constructive preconizate au fost însă reluate în prezent şi actualizate la proiecarea noilor autocamioane de 2—4 tone care urmează să intre în producţia de serie într-un viitor apropiat, autocamioane care vor fi echipate cu motoare diesel.

Dintre suprastructurile proiectate în această perioadă şi anume autobuncărul pentru furaje, semiremorca pentru animale şi autobetoniera de 3,5 m^3, ultimele două au fost introduse în producţia de serie, autobetoniera fiind în final realizată pe autoşasiul ROMAN 12135 DF. Trebuie subliniat faptul că la autobetoniera de 3,5 m^3 s-a aplicat pentru prima dată în ţară o transmisie hidraulică la acţionarea unor autospeciale.

În perioada 1969—1972 o mare parte din capacitatea compartimentului de autovehicule din cadrul I.C.P.A.T. a fost concentrată în prelucrarea documentaţiei de licenţe străine şi proiectarea unor agregate în afara acestor licenţe. În paralel, s-a trecut la proiectarea unor suprastructuri pe autovehiculele din licenţe. Astfel, s-au proiectat şi executat prototipul gunoierei compactoare pe autoşasiul R 8135 F şi a autovidanjoarei pe acelaşi şasiu, în prezent produse omologate.

În anul 1971 au fost proiectate autobasculante pe toate autoşasiurile ROMAN şi anume R 8135 F, R 10215 F, R 12215 DF şi R 12135 DF. Aceste autobasculante au fost omologate şi au intrat în fabricaţia de serie între anii 1972 şi 1975.

În continuare, prin dezvoltarea autoşasiurilor din licenţă, s-a proiectat în 1973 autobasculanta R 19215 DFK, intrată în fabricaţie după numai doi ani. Autobasculanta a fost distinsă în anul acesta cu medalia de aur la tîrgul de la Plovdiv. În prezent s-a realizat un prototip al acestei autobasculante, cu centrul de greutate foarte jos prin utilizarea unui cilindru de basculare telescopic amplasat în faţa benei.

Fig. 1. Autospecială pentru transportat pontoane, pe autoșasiu R. 12215 DFAE DAC 665G

Fig. 2. Camion tot teren DAC 665 T pe autoșasiu R. 12215 DFAEM

Fig. 3. Autogunoieră compactoare cu acționare hidrostatică pe șasiu ROMAN de 10,5 m³

Fig. 4. Autobasculantă ROMAN 19215 DFKI

Fig. 5. Autoutilitara TV 14 cu motor diesel D. 127

Fig. 6. Autotun pentru stins incendii pe autoșasiu R 12215 DFA

Fig. 7. Mașină de bătut zăpada BZ 70 HP

Fig. 8. Tractor încărcător hidraulic TIH 445

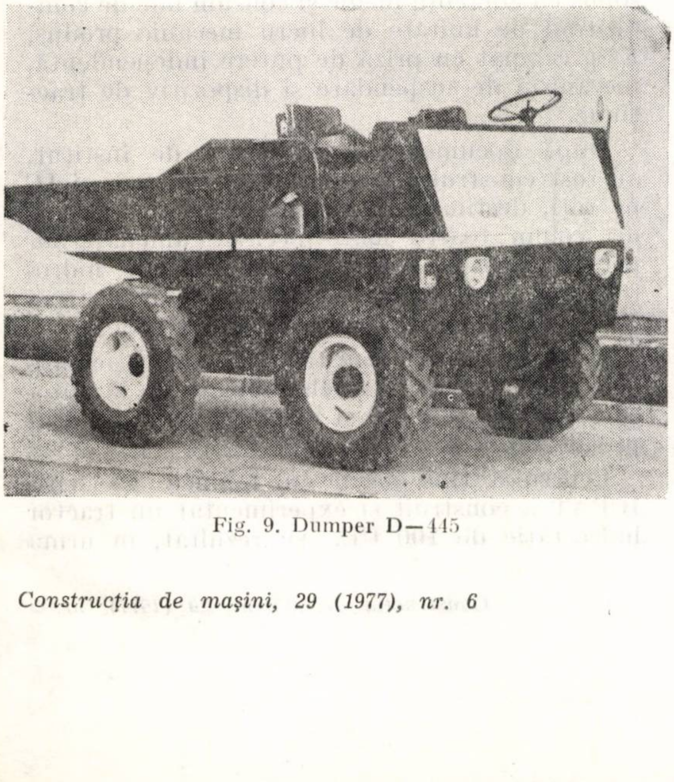


Fig. 9. Dumper D—445

Fig. 10. Tractor articulat pe roți de 180 CP agricol A. 1800

Fig. 11. Încărcător frontal pe roți A. 1800 IF

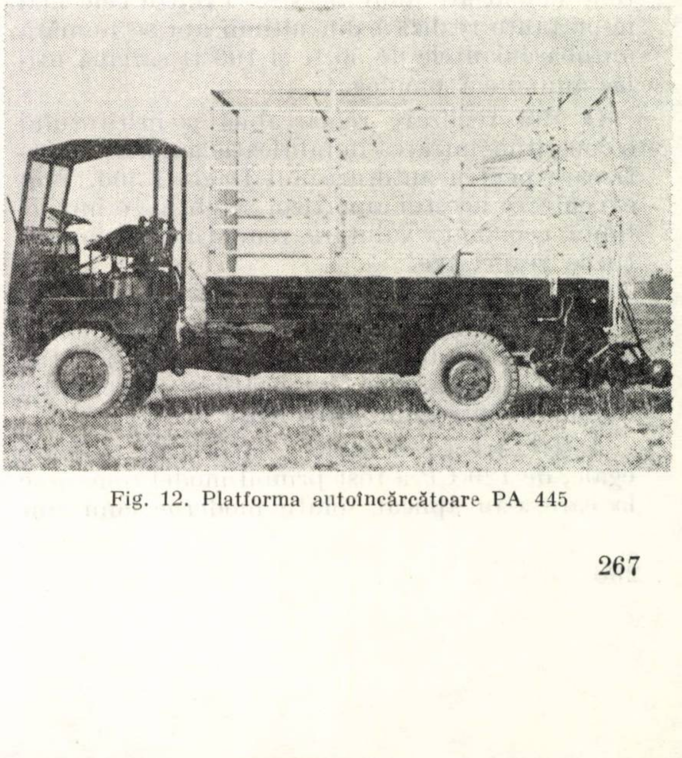


Fig. 12. Platforma autoîncărcătoare PA 445

Începînd din anul 1971 au fost proiectate şapte tipuri de autospeciale pentru pompieri pe autoşasiurile R 12 215 DFA şi o autospecială pe autoşasiul R 8135 FA. Pînă în prezent a intrat în fabricaţia de serie autopompa cisternă pe R 8135 FA şi sînt în curs de omologare autotunul şi autopompa pe R 12215 DFA.

Din categoria autospecialelor proiectate de I.C.P.A.T. şi introduse în producţia de serie, putem aminti autobetoniera de 5,5 m^3 pe autoşasiul R 19 215 DFN şi autocisterna pentru oxigen lichid de 5 000 l.

În domeniul construcţiei de remorci şi semiremorci, institutul a proiectat în perioada 1972—1975 mai multe tipuri, dintre care enumerăm semiremorcile de 135 KN, 170 KN şi 210 KN în prezent omologate şi tipo-seria de remorci agricole şi rutiere HW 80, HW 60, ML 80 şi ML 70 în variante basculante şi nebasculante-omologate în mare parte.

În perioada 1971—1974 institutul, prin compartimentul său de autovehicule, s-a preocupat de realizarea unor autoturisme de mic şi foarte mic litraj precum şi a unui electromobil, pentru care au fost executate modelele funcţionale.

În domeniul autoutilitarelor, Institutul de cercetări şi proiectări autovehicule şi tractoare a proiectat camioneta TVC 12 şi furgoneta TV 14 cu motor diesel pentru care s-a executat şi prototipul. Ambele autovehicule au intrat în fabricaţia de serie. În continuare se lucrează la realizarea unei furgonete modernizate, modelul funcţional în prima variantă cu tracţiunea în faţă fiind realizat cu un motor V.6 derivat din motorul Dacia 1300. Acelaşi motor se experimentează în prezent şi pentru autoutilitara ARO 240.

Dintre realizările institutului, pot fi amintite semiremorca pentru transportul de containere 1C-intrată în fabricaţie, remorca de 12 tone sarcină utilă şi autoremorcherul de 52 tone omologate anul acesta. Printre cele mai importante realizări din ultimii ani se numără autobasculantele de 50 tf şi 100 tf sarcină utilă, amîndouă omologate.

O altă realizare remarcabilă a institutului o constituie intrarea în fabricaţie a noilor amortizoare pentru autoturismul Dacia 1 300. Prin executarea acestui amortizor se obţine o importantă economie valutară renunţînd la importurile respective.

În procesul de *dezvoltare a construcţiei de tractoare* institutul a iniţiat acţiuni proprii care s-au soldat cu numeroase aplicaţii în producţie, folosind totodată la îmbogăţirea experienţei tehnice a întregului personal.

Astfel, tractorul agricol, cu 4 roţi motoare egale, de 120 CP a fost primul model românesc la care s-au aplicat soluţii moderne cum sînt cuplarea sub sarcină a treptelor, sistemul de montaj modular al substanţelor etc.; a rămas la nivel experimental, dar soluţiile au fost valorificate la alte produse.

Tractorul pe şenile S 1 500 modernizat reprezintă o variantă evoluată a vehiculului tractor, la care au crescut performanţele şi fiabilitatea utilajului.

Odată cu asimilarea tractoarelor în licenţă străină, I.C.P.A.T. a iniţiat două acţiuni importante :

— dezvoltarea unei familii similare de 55 CP — ocazie cu care s-au proiectat, încercat şi introdus în serie (în 1973) tractoarele pe roţi de 55 CP în variantele Universal, DT, DTE, 4 roţi motoare egale şi NC cu lumină de 1 400 mm, viticol şi legumicol;

— diversificarea în continuare a familiei de tractoare de 45 CP, concretizată prin introducerea în serie a variantelor DTE — 4 roţi motoare egale, HC — lumină 1 400 mm şi moto-stivuitoare.

De asemenea s-au executat şi încercat cu succes prototipurile variantelor cu portanţă mărită pentru stuf, dumper, transportor şi tractat avioane.

Asimilarea subansamblelor din licenţa străină a creat posibilitatea dezvoltării unor noi tractoare din clasa 180 CP. Institutul s-a preocupat şi de introducerea acestor echipamente pe tractoarele pe şenile realizînd modelele *buldozer* şi *încărcător frontal*, în final realizînd utilajele S 1 800 LS şi IF.

Aceeaşi acţiune a fost întreprinsă de ICPAT construind tractorul agricol A 1 800, buldozerul şi încărcătorul frontal pe roţi de 180 CP tractoarele A 1 800 L şi IF.

Tractorul A 1 800 este destinat lucrărilor grele din agricultură avînd o productivitate sporită. Fiind de formula 4 × 4 prezintă avantaje în folosirea integrală a masei tractorului, are performanţe de tracţiune superioară pe soluri cu aderenţă medie şi consum mic de combustibil pe unitate de lucru mecanic produs. Este echipat cu priză de putere independentă, mecanism de suspendare şi dispozitiv de tracţiune.

După documentaţia elaborată de institut, au fost construite tractoarele A 3 600 L şi IF pe roţi, destinate lucrărilor terasiere grele şi de volum foarte mare-specifice amenajărilor pentru irigaţie şi desecări, la lucrările hidrotehnice pentru navigaţie şi indiguri, la construcţii de drumuri şi construcţii industriale.

Institutul a mai construit în concepţie proprie (brevet RSR) cu echipamente de la autoturismul Dacia 1 300 şi un utilaj pentru bătut pîrtiile de schi.

Pentru a ţine pasul cu tehnica de vîrf, ICPAT a construit şi experimentat un tractor hidrostatic de 100 CP. Au rezultat, în urma

probelor, limitele, servituţile şi inservituţile aplicării transmisiei hidrostatice.

Ţinîndu-se seama de faptul că în momentul de faţă se construieşte într-un ritm accelerat, ceea ce atrage după sine creşterea cerinţei de utilaje de construcţie cu utilizări multiple şi avînd în vedere reducerea importurilor, institutul a trecut la realizarea unor tipuri de utilaje complexe atît pe tractorul de serie U 450 cît şi pe tractorul U 650.

Primul este tractorul cu încărcător hidraulic tip TIH 445 intrat în producţia de serie şi medaliat cu aur la tîrgul internaţional de la ZAGREB în septembrie 1976.

Activitatea de *dezvoltare a motoarelor în concepţie proprie* a fost orientată de la înfiinţarea ICPAT pe două direcţii şi anume :

— modernizarea motoarelor existente în fabricaţie şi diversificarea acestora ;

— realizarea de motoare în concepţie proprie.

Din prima categorie de lucrări se menţionează lucrările de îmbunătăţire a motoarelor SR 211 şi M 207 în vederea măririi elasticităţii acestora şi a scăderii consumului de combustibil — pe de o parte ; pe de altă parte realizarea unor variante constructive noi care să răspundă la cerinţele industriei constructoare de autovehicule. Astfel, s-a construit motorul M 208 prin mărirea alezajului şi cursei motorului M 207 obţinîndu-se o putere de 90 CP. Prin mărirea cursei şi alezajului motorului SR 211 s-a realizat motorul ST 216 de 192 CP pentru autobuze. În scopul micşorării lungimii motorului M 207 pentru echiparea autoturismelor de teren s-a realizat motorul 250 V4, cu 4 cilindri dispuşi în V.

Pentru alinierea la tendinţa mondială din acea vreme de convertibilitate a motoarelor (benzină-diesel), s-a realizat motorul convertibil M 207 în variantele benzină şi diesel. Toate motoarele au fost realizate ca modele funcţionale, încercate pe stand şi pe autovehicule.

Pe linia realizării motoarelor în concepţie proprie, în 1966 s-a început proiectarea unei familii de motoare cu cilindri dispuşi în linie şi în V cu alezaj 110 şi cursă 11,5 mm. Dintre acestea s-a realizat modelul funcţional al motorului cu 6 cilindri în linie de 120 CP motor care a echipat şi primul model funcţional de tractor pe roţi de 120 CP executat la ICPAT.

În prezent pentru diversificarea producţiei de motoare diesel, s-a trecut la realizarea unei familii de motoare industriale răcite cu aer pe baza motorului D 115. S-au obţinut astfel modelele funcţionale ale motoarelor : D 7 cu un cilindru de 12 CP la 3 000 r/m ; D 16 cu 2 cilindri de 26 CP la 3 000 rot/min şi D 50 cu 4 cilindri dispuşi în V de 50 CP la 3 000 rot/min.

Tot pe baza motorului D 115 şi 45 CP la 2 400 rot/min s-a realizat motorul D 121 răcit cu apă cu 4 cilindri de 55 CP la 2 400 rot/min, motor introdus în fabricaţia de serie pentru tractoarele de 55 CP.

Pentru utilizări industriale s-a realizat şi motorul cu doi cilindri răcit cu apă de 22 CP/ 2 200 rot/min.

În cadrul acţiunii de dieselizare s-a realizat motorul specific de autoturism D 217 de 70 CP la 3 200 rot/min, omologat.

Pentru echiparea tractoarelor de perspectivă, sînt în curs de realizare familii unitare de motoare de concepţie proprie în diverse variante.

O preocupare deosebită o constituie activitatea de autoutilitare cu standuri de probă şi aparate care a început odată cu înfiinţarea institutului. Pînă în anul 1971 lucrările de autoutilitare erau canalizate mai mult pe montajul standurilor de probă preluate de la cele două întreprinderi constructoare braşovene inclusiv montajul utilajelor achiziţionate din import. În urma iniţiativei de a se reduce importul de utilaje, această activitate a cunoscut un avînt deosebit şi la I.C.P.A.T.

Astfel, institutul a primit sarcina ca, pe lîngă proiectarea şi executarea de standuri de probă pentru nevoile interne, să proiecteze şi — în limita capacităţii secţiei — să execute astfel de standuri şi pentru nevoile unităţilor din ramura autovehicule şi tractoare. În perioada 1971—1976 au fost elaborate peste 70 de proiecte de standuri de probă şi aparate dintre care aproximativ 30 bucăţi au fost şi executate fizic în I.C.P.A.T.

Contribuţia institutului la economisirea de fonduri valutare prin realizarea acestor utilaje se ridică la aproximativ un milion lei valută. Dacă adăugăm şi standurile realizate după proiectele noastre de către diverse întreprinderi din Braşov, Bucureşti, Cluj-Napoca, în total peste 65 standuri de probă valoarea depăşeşte 7 milioane lei valută.

În continuare, prezentăm cîteva standuri de probă realizate de către secţia noastră de execuţie pentru nevoile interne ale institutului şi anume :

— stand pentru încercat curele trapezoidale la durabilitate (anduranţă) ;

— stand pentru verificarea calităţii materialelor de garnituri de etanşare (la compresiune şi revenire elastică) ;

— platformă înclinabilă pentru determinarea limitei de răsturnare a autovehiculelor;

— stand pentru încercarea la andurantă a termostarterelor de 12 și 24 V;

— stand de verificat pompe de apă pentru motoare de autocamioane:

— stand pentru verificat carburator;

— frînă cu curenți turbionari, răcită cu apă;

— stand petru încercări la suprapresiune și vacuum a bușoanelor de la radiatoare a autovehiculelor;

— stand pentru verificări garnituri manșetă de rotație:

— stație transportabilă pentru încercarea motoarelor cu ardere internă la altitudine.

Din această succintă prezentare se pot desprinde principalele direcții spre care s-a îndreptat gîndirea specialiștilor noștri și cum au răspuns ei la cerințele industriei noastre.

CZ. 621.33

Calculul temperaturii discurilor ambreiajelor cu cuplare sub sarcină

Ing. Ioan STANCIU — Institutul de cercetări și proiectări pentru autovehicule și tractoare (ICPAT) — Brașov

Pe baza modelului dinamic și a modelului matematic aferent, stabilite în lucrarea [9] pentru transmisiile hidrodinamice cu cuplare sub sarcină, s-a determinat variația puterii transformate în căldură pe durata cuplării și respectiv energia termică acumulată de ambreiaj în timpul unei cuplări.

În cele ce urmează se va analiza regimul termic al ambreiajului ca urmare a aportului de căldură în faza de cuplare și al răcirii în timpul cuplării și după cuplare.

Transmiterea căldurii în ambreiajele cu cuplare sub sarcină este un fenomen complex care se supune legilor de transmitere a căldurii (se neglijează transmiterea căldurii prin radiație):

Legea Fourier: $q = -\lambda \operatorname{grad} \theta = -\lambda \dfrac{\partial^2 \theta}{\partial n} \bar{n}_0$ (1)

Ecuație generală a conducției (Ecuația Poisson — Fourier):

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \operatorname{div} \operatorname{grad} \theta + \frac{M}{c\gamma} \quad (2)$$

În absența unor surse de căldură localizate în volumul corpului (M) ecuația (2) se poate scrie:

— în coordonate carteziene:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a\left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right) \quad (3)$$

— în coordonate cilindrice:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a\left[\frac{1}{r}\frac{d}{dr}\left(r\frac{\partial \theta}{\partial r}\right) + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2\theta}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right] \quad (4)$$

Ecuațiile (3) și (4) sînt ecuații diferențiale cu derivate parțiale de tip parabolic. Integrarea lor introduce constante parametrice care se determină pe baza condițiilor de unicitate [6].

Fiecărei cuplări a ambreiajului cu „i" perechi de suprafețe de frecare îi corespunde o putere de frecare $\dot{Q}(t)$ și un lucru mecanic de frecare $Q = \int_0^{t_p} \dot{Q}(t)\, dt$ care se determină experimental sau prin calcul [9].

Pentru rezolvarea ecuației diferențiale cu derivate parțiale, în vederea calculului temperaturii discurilor se formulează următoarele ipoteze:

a) Puterea de frecare respectiv lucrul mecanic de frecare se repartizează în mod egal între suprafețele de frecare astfel încît:

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}}{i \cdot A} \quad (5)$$

$$q = \int_0^{t_p} \dot{q} \cdot dt, \quad (6)$$

Pentru un număr limitat de discuri [1] ipoteza este valabilă.

b) Fluxul de căldură produs pentru fiecare dintre lamelele L_1 și L_2 se transmite acestora după direcțiile normale la suprafața de separație (fig. 1).
O conducție pe direcție radială nu are loc, iar în afara normelor-limită pierderile sînt neglijabile. Normalele la suprafața de frecare sînt paralele de-a lungul frontului de căldură. Aceste ipoteze au fost demonstrate teoretic în lucrarea [3] și confirmate experimental pe un model analog electric [11].

c) Căldura dezvoltată se repartizează uniform pe întreaga suprafață de frecare. Ipoteza este valabilă pentru inele lamelare înguste [4]. În lucrarea [1] se apreciază că încălzirea

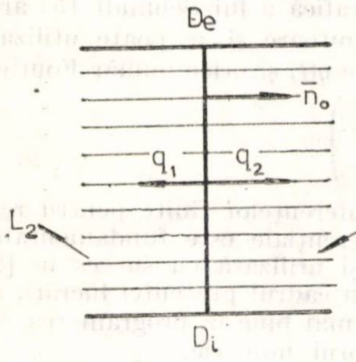


Fig. 1 – Transmiterea fluxului de căldură

maximă a suprafeței de frecare se produce în zona de frecare a razei reduse și că variația temperaturii pe lățimea suprafeței de frecare este maxim 35°C.

d) Căldura produsă între suprafețele de frecare în timpul patinării este preluată integral de discurile în contact proporțional cu conductibilitățile termice. Ipoteza este utilizată în lucrările [2, 4, 5].

Răcirea discurilor ambreiajului are loc atît în timpul cuplării (patinării) ambreiajului cît și în starea acestuia cuplat sau decuplat.

În faza patinării suprafețele netede ale discurilor de oțel sînt periodic încălzite, datorită frecării și răcite în funcție de dispunerea canalelor de circulație a uleiului, de temperatura și de debitul acestuia. Studiile de specialitate nu conțin metode de calcul al reducerii temperaturii maxime din disc în faza patinării, ca urmare a răcirii cu ulei.

Pentru ambreiajele la care timpul de patinare este scurt această fază a răcirii se poate neglija. Dacă perioada de patinare este mai lungă, influența răcirii nu mai poate fi neglijată și se ia în considerare prin existența unor surse de căldură și răcire mobile care parcurg suprafața elementară a discului de oțel (fig. 2).

După terminarea patinării ambreiajului procesul de răcire a discurilor continuă atît datorită extinderii căldurii acumulate prin conducție în întreaga masă a discului cît și cedării de căldură mediului de răcire.

S-a constatat că gradientul de temperatură la marginea lamelei, care la patinare are valori considerabile, este neglijabil la cîmpul de temperatură al răcirii după patinare [5].

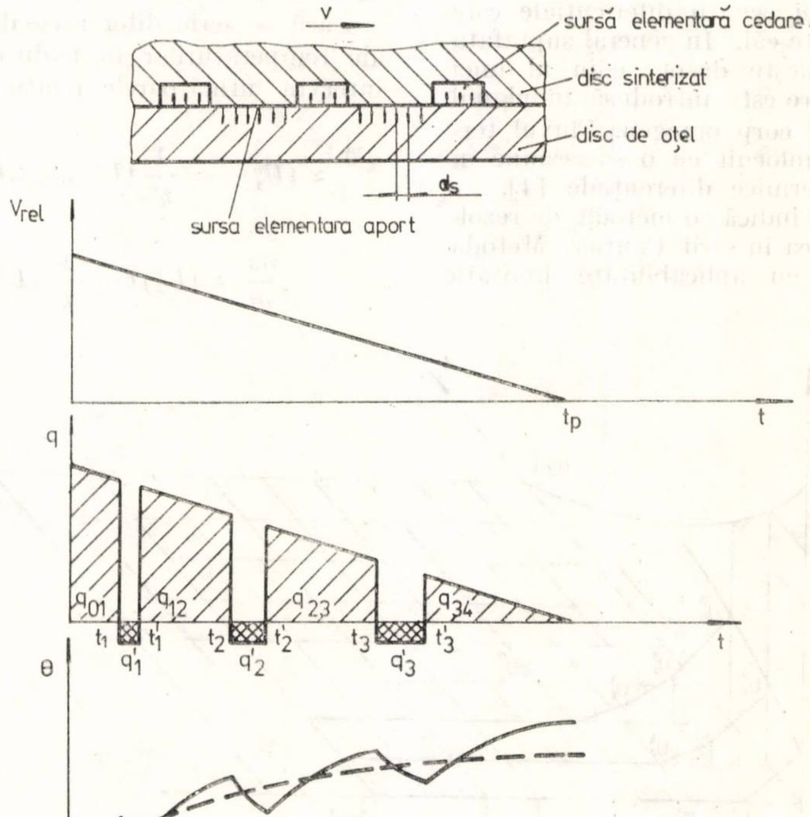


Fig. 2 – Descrierea fenomenului aportului și cedării succesive de căldură

Se poate considera deci că în timpul transferului de căldură către mediul de răcire după această fază, în orice moment, în toată secţiunea lamelei temperatura este constantă.

Metodă de calcul al regimului termic al discurilor ambreiajelor cu cuplare sub sarcină

Fenomenul incălzirii discului de ambreiaj poate fi descris prin ecuaţia diferenţială Poisson — — Fourier care conform ipotezelor enunţate devine :

$$\frac{\partial\theta}{\theta t} = a_1 \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} \quad (7)$$

cu condiţiile limită :

$$\theta(x, 0) = \theta f + \Delta\theta, \text{ pentru } 0 \leqslant x \leqslant \frac{l}{2}$$

$$\frac{\partial\theta}{\partial x} = 0, \text{ pentru } x = \frac{l}{2}; \quad t \geqslant 0 \quad (8)$$

$$\lambda\frac{d\theta}{dx} = -[q_1(t) - \alpha_p(\theta_p - \theta_f)],$$

pentru $x = 0$; $t \geqslant 0$

Rezolvarea acestei ecuaţii diferienţiale este posibilă pe mai multe căi. În general suprafaţa de frecare se defineşte drept sediu al unei surse de căldură care este introdusă în planul de simetrie al unui corp omogen. Fluxul termic continuu este înlocuit cu o succesiune în timp a şocurilor termice diferenţiale [4].

În lucrarea [5] se indică o metodă de rezolvare prin dezvoltarea în serii Fourier. Metoda este laborioasă şi cu aplicabilitate limitată [3].

Lucrarea [12] prezintă rezolvarea cu ajutorul transformărilor integrale (Laplace) ; şi în această metodă efortul de rezolvare este mare şi nejustificat pentru nivelul de precizie cerut.

Metoda grafică a lui Schmidt [5] are o precizie mulţumitoare şi se poate utiliza pentru orice variaţie $q(t)$ şi orice număr Fourier $\left(F_0 = \frac{4atp}{\left(\frac{l}{2}\right)^2}\right)$.

Metoda diferenţelor finite pentru rezolvarea ecuaţiei diferenţiale este fundamentată în lucrarea [8] şi utilizată cu succes în [2], fiind însuşită şi în cadrul prezentei lucrări, deoarece se pretează mai bine la programarea rezolvării pe calculatorul numeric.

În principiu se împarte timpul în intervale finite $\Delta t = k$ şi spaţiul în intervale $\Delta x = h$. Rezultă o reţea spaţiu — timp în ale cărei noduri se vor calcula temperaturile (fig. 3). Se notează cu indicele „j" valorile discrete spaţiale şi cu indicele „n" valorile discrete temporale $x_j = (j - 1)h$; $t_n = (n - 1)\Delta t$. Temperaturile reţelei discrete se notează cu U_j^n, iar temperaturile exacte cu $\theta\ (x, t)$. Ecuaţia diferenţială (7) este înlocuită cu un sistem de ecuaţii lineare, ale cărui necunoscute sînt temperaturile în nodurile reţelei.

Dacă se scrie diferenţele de ordinul 1 şi 2 ale temperaturilor în nodurile j respectiv, n, intervin următoarele relaţii :

$$\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} \approx (U_j^n)_{xx} = \frac{1}{h^2}(U_{j+1}^n - 2U_j^n - U_{j-1}^n) \quad (9)$$

$$\frac{\partial\theta}{\partial t} \approx (U_j^n)t = \frac{1}{k}(U_j^{n+1} - U_j^n) \quad (10)$$

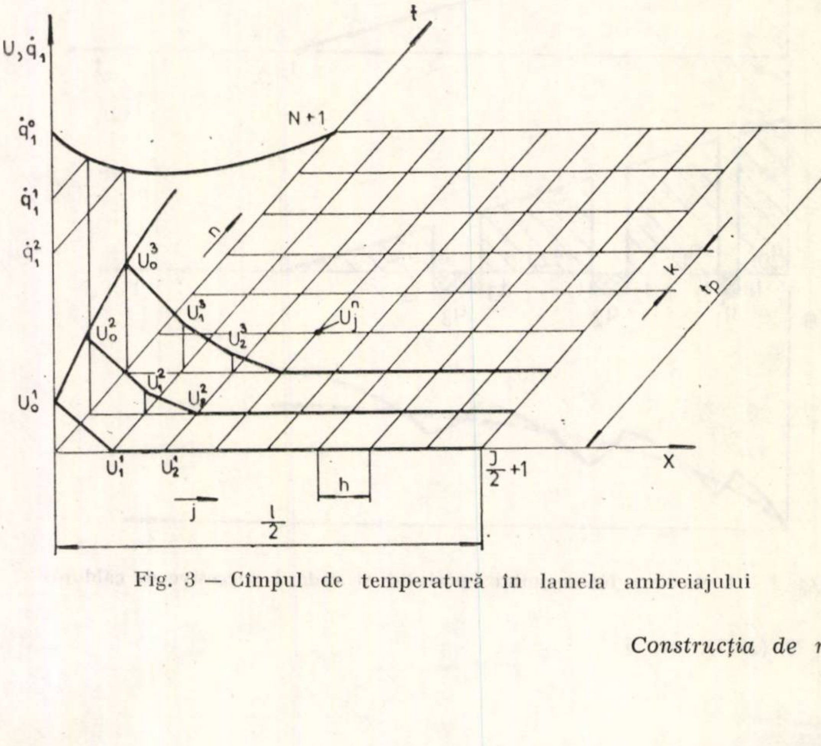


Fig. 3 — Cîmpul de temperatură în lamela ambreiajului

Ecuaţia cu diferenţe finite echivalentă ecuaţiei (7) se va scrie:

$$U_j^{n+1} = U_j^n \cdot \left(1 - 2\frac{a_1 k}{h^2}\right) + U_{j+1}^n \cdot \frac{a_1 k}{h^2} + $$
$$+ U_{j-1}^n \cdot \frac{a_1 k}{h^2} \qquad (11)$$

Sistemul echivalent are soluţiile care converg spre valorile $0(x,t)$, dacă se îndeplineşte condiţia $a_1 \frac{k}{h^2} = \frac{1}{2}$ [8]. În acest fel ecuaţiile (11) devin:

$$U_j^{n+1} = \frac{1}{2}(U_{j+1}^n + U_{j-1}^n)$$
$$j = 1, J\,;\; n \geqslant 0 \qquad (12)$$

la care se mai adaugă condiţiile iniţiale (13)

$$U_j^n = \theta_f + \Delta\theta \quad j = 0,\; I + 1\,;\; n = 0 \qquad (13)$$

$$U_0^n = \frac{h}{a_1}\,[\dot{q}_1^n - \alpha_p\,(U_0^n - \theta_f)] + U_1^n\,;\; n \geqslant 0$$

$$\text{Se consideră că } \dot{q}_1^n = \frac{\lambda_{1q}}{\lambda_1 + \lambda_2}. \qquad (14)$$

Algoritmul de calcul pentru programarea pe calculator a rezolvării sistemului de ecuaţii diferenţiale rezultă din schema logică prezentată în figura 4.

Un exemplu de calcul al repartiţiei cîmpului de temperatură în secţiunea lamelei este prezentat în figura 5, din care rezultă că se confirmă ipoteza formulată în [5] cu privire la temperatura discului la sfîrşitul patinării.

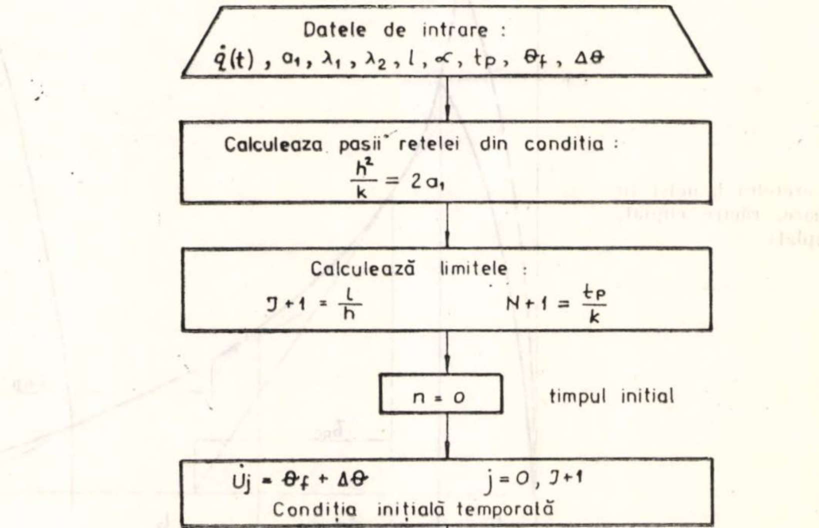


Fig. 4 — Schema logică de calcul

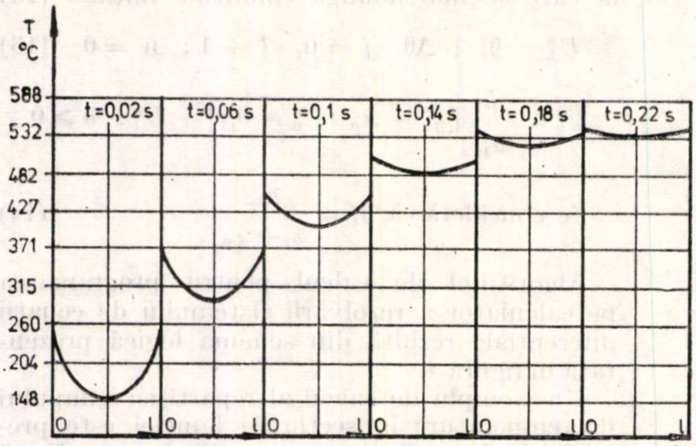


Fig. 5 — Variaţiile temperaturilor în adîncimea discului în diferite faze ale patinării

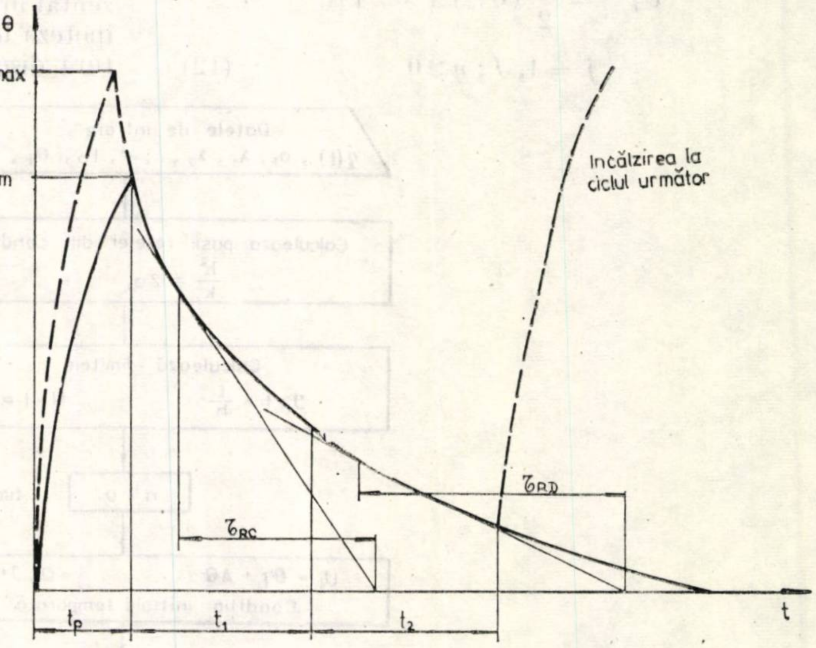


Fig. 6 — Temperatura pereţelui lamelei în timpul unui ciclu (patinare, răcire cuplat, răcire decuplat)

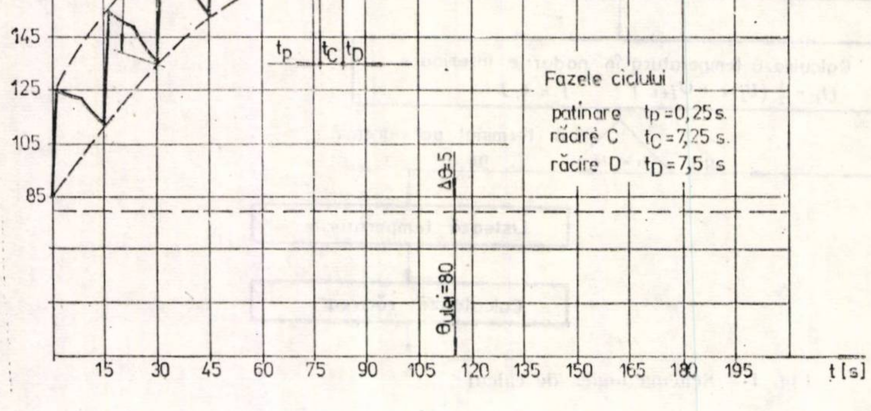


Fig. 7 — Temperatura discului ambreiajului în cazul cuplărilor repetate.

Răcirea lamelelor ambreiajului după procesul de patinare este descrisă de ecuaţia diferenţială:

$$\alpha_R \theta A_1 \, dt = - C_1 \gamma_1 \frac{l_1}{2} A_1 \, d\theta \qquad (15)$$

În cazul în care coeficientul de transmitere a căldurii (α_R) către mediul de răcire are valori constante pentru anumite intervale de timp, soluţia ecuaţiei (15) este de forma:

$$\theta_2 = \theta_1 e^{-\sum_1^N \frac{t_R}{\tau_R}}, \qquad (16)$$

în care:

$$\tau_R = \frac{l_1 C_1 \gamma_1}{2\alpha_R} \qquad (17)$$

este constanta de timp a procesului de răcire [10].

Temperatura la sfîrşitul cuplării (θ_2) poate fi considerată [5] temperatură medie a volumului care a înmagazinat cantitatea de căldură repartizată şi în acest caz ecuaţia (16) devine:

$$\theta_2 = \theta_m \, e^{-\sum_1^N \frac{t_R}{\tau_R}} \qquad (18)$$

Pentru cazul cuplărilor repetate (fig. 7) cu faze identice calculul se reia, de fiecare dată, temperatura iniţială pentru calculul următor fiind temperatura după răcire a ciclului anterior (θ_2). Se verifică cu această ocazie dacă fenomenul este staţionar şi după cîte cuplări se atinge temperatura de echilibru [10]. În cazul unei construcţii date se determină frecvenţa cuplărilor pentru care regimul termic al ambreiajului se stabilizează la un nivel de temperatură acceptabil pentru buna funcţionare a acestuia.

Semnificaţia abrevierilor din text

a — coeficient de difuzibilitate termică $\left(\frac{m^2}{s}\right)$

A, A_1 — suprafaţă (m^2)

c — căldura specifică $\left(\frac{J}{kg\,°c}\right)$

D_e, D_i — diametrul exterior, interior

e — baza logaritmilor naturali

F_0 — numărul Fourier

$h - \Delta x$ — pas spaţial

i — numărul perechilor de suprafeţe de frecare

j — valori discrete spaţiale

k — Δt — pas temporal

L_1, L_2 — lamelele ambreiajului

l — grosimea lamelei (m).

$M(r, \theta, t)$ — funcţia de sursă de căldură volumice $\left(\frac{W}{m^3}\right)$

n — valori discrete temporale

$\dot{Q}$ — putere de frecare (W)

Q — lucru mecanic de frecare (J)

$\dot{q}$ — putere de frecare specifică $\left(\frac{W}{m^2}\right)$

q — lucru mecanic de frecare specifică $\left(\frac{J}{m^2}\right)$

t — timpul (s)

t_p — timpul de patinare (s)

t_R — timpul de răcire (s)

U — temperatura discretă în nodurile reţelei (°C)

(x, y, z) — coordonate carteziene

(r, θ, z) — coordonate cilindrice

α_p — coeficient de transfer de căldură în timpul patinării $\left(\frac{W}{m^2\,°C}\right)$

α_R — coeficient de transfer de căldură în timpul răcirii propriu-zise $\left(\frac{W}{m^2\,°C}\right)$

γ — densitatea (kg/m^3)

θ — temperatura (°C)

$\Delta\theta$ — creştere de temperatură la mersul în gol (°C)

θ_f — temperatura fluidului de răcire (°C)

θ_1 — temperatura peretelui lamelei la sfîrşitul patinării (°C)

θ_2 — temperatura peretelui lamelei la sfîrşitul fazei de răcire (°C)

θ_m — temperatura medie a discului după faza de patinare (°C)

λ_1, λ_2 — coeficient de conductibilitate W m°C

τ_R — constanta de timp a procesului de răcire (s)

BIBLIOGRAFIE

[1] *Barski, I. B.*: Teplonaprejanosti fricţionih par mnogodiscovoi mufti nobopota tractora, Tractori i selihozomaşini, nr. 8/1976.

[2] *Dundore, M. W. Schneider, Rc.*: Clutch Energy — a Criteria thermal failure SAE — prepiat nr. 620582/1968.

[3] *Hasselgruber, H*: Temperaturberechungen für mechanische Reibkupplungen Friedr, Vieweg & SOHN, Braunschweig.

[4] *Kraft, K. T.*: Zugkrafthaltungen in automatischen Fehrzeuggetriebe, Automobil Industrie, nr. 1/74.

[5] *Lauster, E. Stabreh, N.*: Wärmetechnische Berechnungen bei Lamellenkupplungen, VDI—Z 115, 1973.

[6] * * *: Manualul Inginerului, vol. 1, Editura Tehnică, 1965.

[7] *Ott, A., Wigenhauser, P.*: Simulation der Schaltung von Gruppengetrieben mit Hilfe elektronischer Rechnenanlagen, ATZ, nr. 9 şi 11/1972.

[8] *Ralston, A., Wilf, H. S.*: Méthodes mathématiques pour calculateurs aritmétiques, DUMOD, 1965.

[9] *Stanciu, I., Grosu, R.* : Calculul cantităţii de căldură dezvoltate la cuplarea ambreiajelor transmisiei hidromecanice cu schimbare sub sarcină, Construcţia de maşini, nr. 4/76.

[10] *Stanciu, I.*: Regimul termic al ambreiajelor răcite cu ulei, Construcţia de maşini, nr. 6/75.

[11] *Steinhilper, W.*: Der Zeitliche Temperaturverlauf in Reibungsbremsen und Reicungskupplungen beim Schaltvorgang, Disertation Universität Karlsruhe, 1962.

[12] *Tataiah, K.*: An Analysis of Automatik Transmission Clutch — Plate Temperatures — SAE prepiat 720287/1972.

C.Z. 621.001.5

Culegerea datelor pentru încercările simulative și stabilirea regimurilor de încercare

Dr. ing. Nicolae PETRESCU, ing. Barbu POPESCU – ICPAT – Brașov

Problema de a se efectua încercări simulative se pune din ce în ce mai mult în construcția de autovehicule și tractoare, deoarece la toate nivelele se cere să se reducă ciclul de asimilare a produselor noi sau modernizate și eșecul la încercările pentru omologare. În acest sens, colectivul nostru a stabilit un program în urma căruia să putem furniza informații statistice complete asupra solicitării unor subansambluri în diferite regimuri de exploatare și recomandarea unui regim simulativ de încercare în laborator. În cazul existenței curbelor Wöhler pentru subansamblul respectiv, acest program pentru culegerea și prelucrarea datelor este realizabil în circa 15 zile, iar încercările pentru punerea la punct a unui subansamblu în laborator se realizează în circa 20 zile.

Schema acestui program este prezentată în figura 1 și în continuare vom urmări pe faze desfășurarea lui.

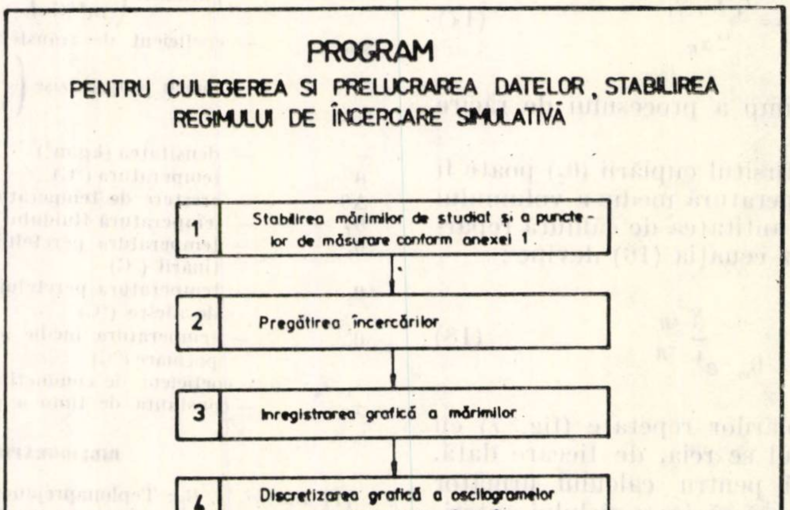
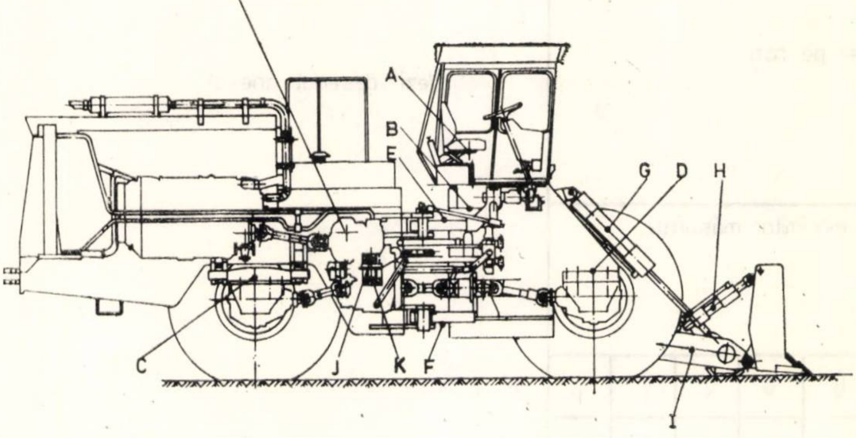


Fig. 1

Startul acestui program este dat în faza nr. 1, care prin anexa 1 — indică punctele concrete de măsurare, mărimile ce trebuie măsurate, simultaneitatea măsurătorilor și regimurile de încercare.

Faza nr. 4 reprezintă înregistrarea simultană grafică a mărimilor eșantionului, este discretizată (împărțită) în intervale egale de timp, iar valorile variabilelor sînt citite și trecute în anexa 2.



Anexa 1 a

Faza nr. 2 cuprinde pregătirea aparaturii pentru măsurare și înregistrare.

Faza nr. 3 cuprinde înseși înregistrările grafice ale mărimilor și ca exemplu se poate urmări în figura 2 evoluția simulantă a două variabile.

Faza nr. 5 cuprinde prelucrarea datelor din anexa 2 din care rezultă :

— tabloul de date și graficul variabilelor, care se compară cu oscilograma din figura 2 pentru aprecierea calității discretizării (anexa 3)

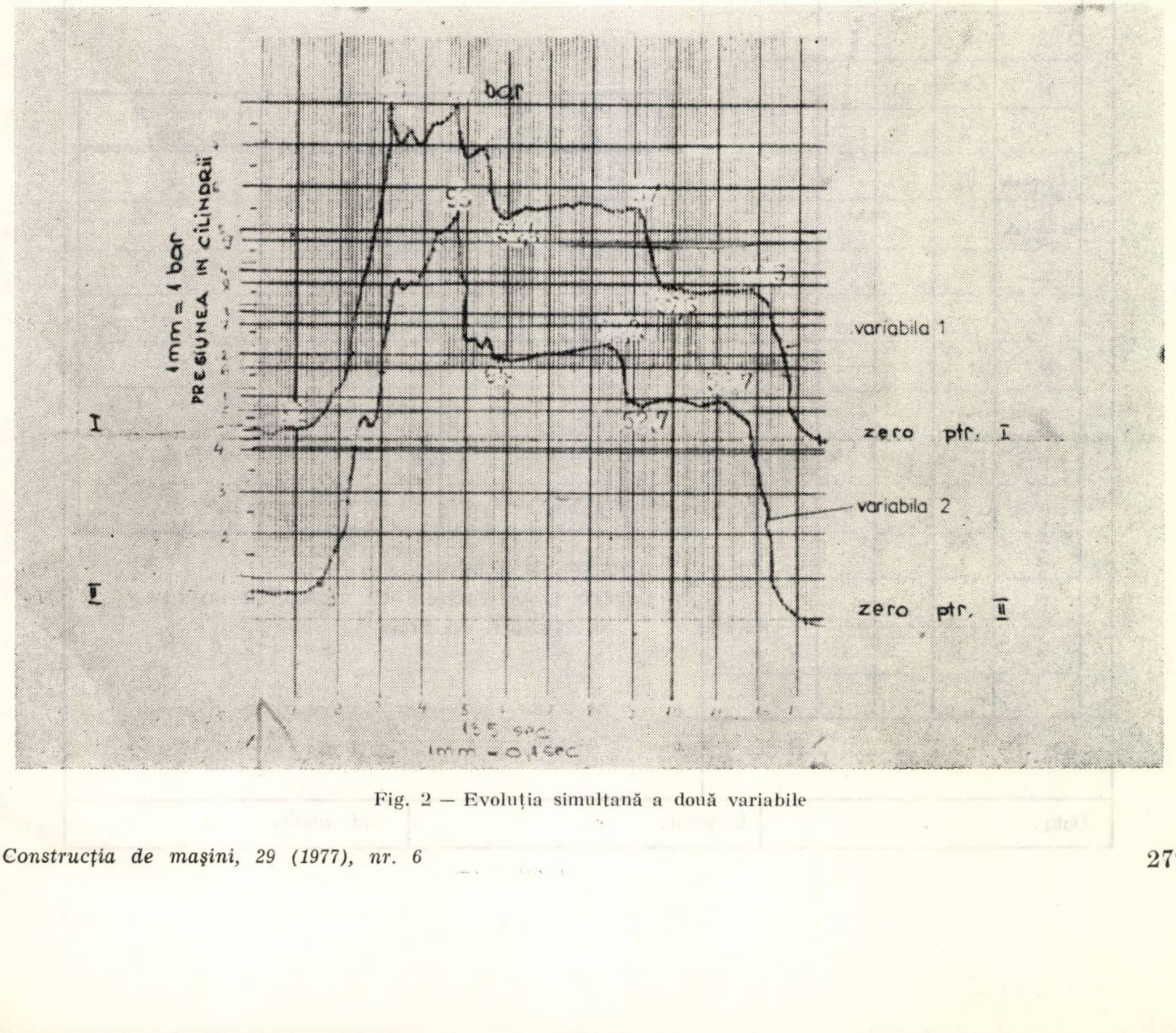


Fig. 2 — Evoluția simultană a două variabile

I.C.P.A.T. Bv. T. - 18	EXECUTIA MASURATORILOR PE VEHICULE	ANEXA 1

1. Denumirea vehiculului supus încercărilor

Buldozer pe roți

2. Distribuția punctelor de masurare pe vehicul.

Vezi desenul anexat

3. Natura mărimilor măsurate

Punctul	σ	τ	$\ddot{X}$	$\ddot{Y}$	p
A				×	
B				×	
C			×	×	
D			×	×	
E	σ_x		×		
F	σ_x		×		
G	×				×
H	×				×
I	×				
J pe ambele părți	σ_y			×	
K pe ambele părți				×	
L			×	×	
M					
N					
O					
P					
R					
S					
T					
U					
V					

4. Simultaneitatea măsurătorilor

Nr. crt.	Puncte de măsură	Mărimea	Numărul de încercări
1	A + B	$\ddot{Y}$	2
2	C + D + L	$\ddot{X}$, $\ddot{Y}$	2
3	J + K	$\ddot{Y}$	2
4	C + D + E + F + I	$\ddot{X}$ și σ_x	2
5	G + H	p, σ	
6			
7			
8			

5. Regimuri de încercare

Cinci cicluri complete de săpare într-un șantier de construcții industriale

Data:	Intocmit:	Sef atelier.

ANEXA 2

Formular pentru discretizarea grafică (la intervale de timp constant) a unor mărimi oscilografiate simultan.

Fila:

Obiectul supus încercării.

Punctele de măsurare

valorile din tabel sînt date în [mm] oscilogramă

Intervalul de timp	Semn	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		

Intervalul de timp	Semn	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65	66	67	68
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		

Intervalul de timp	Semn	69	70	71	72	73	74	75	76	77	78	79	80	81	82	83	84	85	86	87	88	89	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	100	101	102
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		
Mărimea	+																																		
Scara 1mm =	-																																		

— media aritmetică, abaterea standard, extremele variabilelor, coeficientul de corelație între variabile, și histograma (anexa 4). Aceste rezultate permit concluzii asupra existenței unei corelații a variabilelor, asupra formei spectrului de solicitare în exploatare și asupra dispersiei fenomenelor;

— densitatea puterii spectrale și valoarea eficace a variabilelor (anexa 5), care oferă indicații asupra vitezei de evoluție a fenomenului — prin mărimea perioadei unde s-au concentrat amplitudinile maxime și canalele de frecvență pe care se propagă variabilele. În cazul de față fenomenul este foarte lent avînd perioada de evoluție cuprinsă între 3 și 20 sec.

Pentru anumite mărimi (suspensii pentru vehicule, aparatură, aviație) există deja limite de acceptabilitate sub forma, valoare eficace $=f$ (frecvență) și deci valorile obținute conform anexei 5 pot fi comparate cu acestea.

Pentru stabilirea regimului de încercare simulativ se utilizează relația lui Corten-Dolan:

$$t_{in} = T_e \left[a_1 \left(\frac{S_1}{S_{in}}\right)^d + a_2 \left(\frac{S_2}{S_{in}}\right)^d + \dots \right], \text{ unde:}$$

$$a_1, a_2, a_3, \dots a_n = \frac{t_i}{\Sigma t_i}$$

t_i = durata din eșantion la nivelul din histogramă

Σt_i = durata integrală a eșantionului

$S_1, S_2 \dots S_n$ = nivelele de solicitare din histogramă

t_{in} = timpul de încercare în laborator

S_{in} = nivelul de încercare în laborator

Te = durata în exploatare

d = exponentul curbei Wöhler rezultată experimental

Valorile S_n și a_n' se calculează utilizînd elementele din histogramă (anexa 4), iar exponentul d, se ia din curba Wöhler a subansamblului respectiv, determinată în laborator și arată ca în anexa 6.

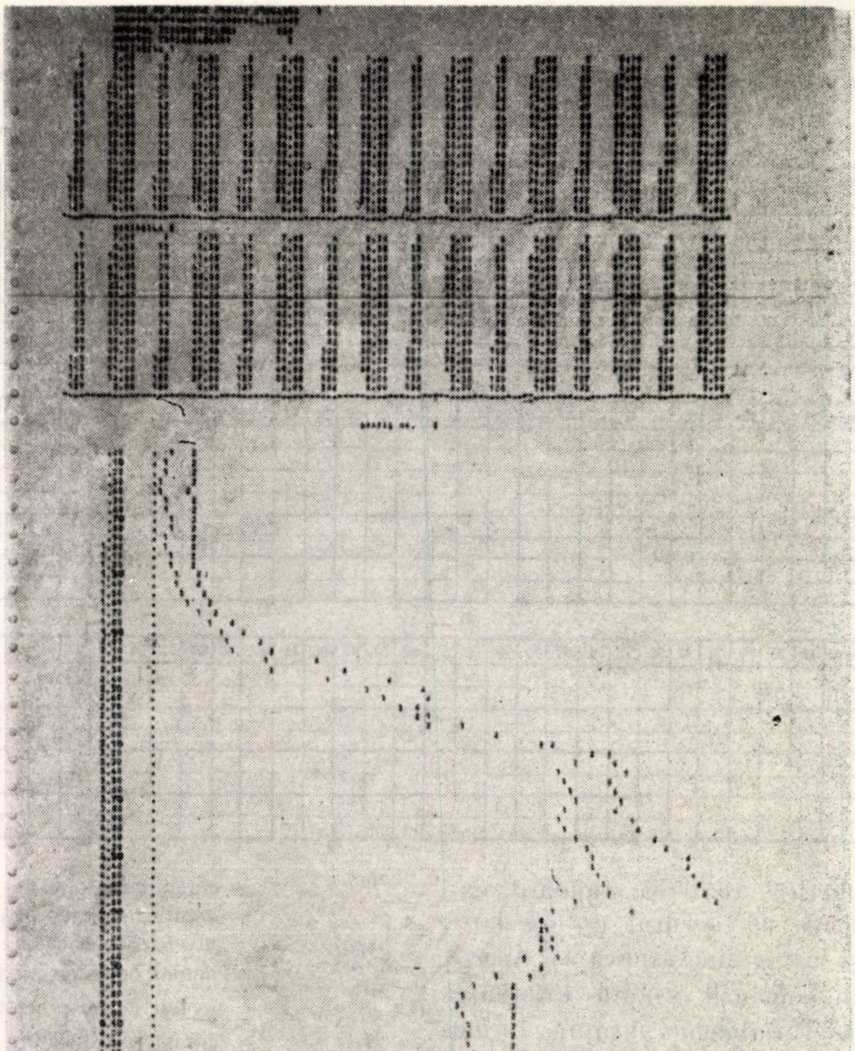
Cu aceste elemente rezultă în final un regim de încercare echivalent caracterizat prin nivelul S_{in} (sarcină, presiune etc) și o durată t_{in} (ore, cicluri, rotații etc.).

Concluzii

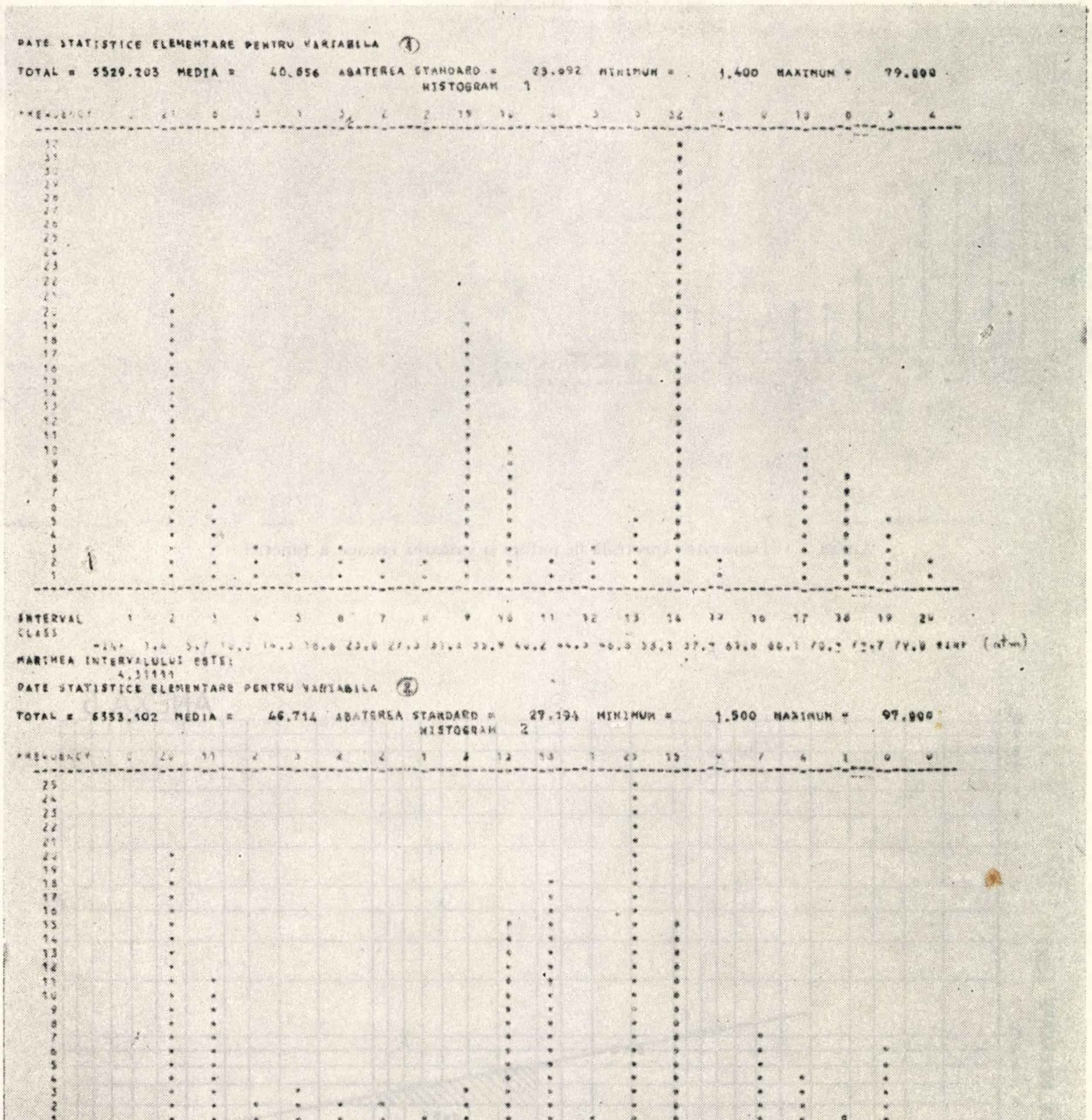
Programul expus pentru realizarea unor încercări simulative, este realizabil cu instalațiile de calcul prezentate în fiecare județ din țară și cu aparatura existentă în laboratoarele uzinale ale întreprinderilor constructoare de mașini. Programul permite depistarea rapidă a punctelor slabe ale construcțiilor și găsirea soluțiilor constructive optime.

BIBLIOGRAFIE

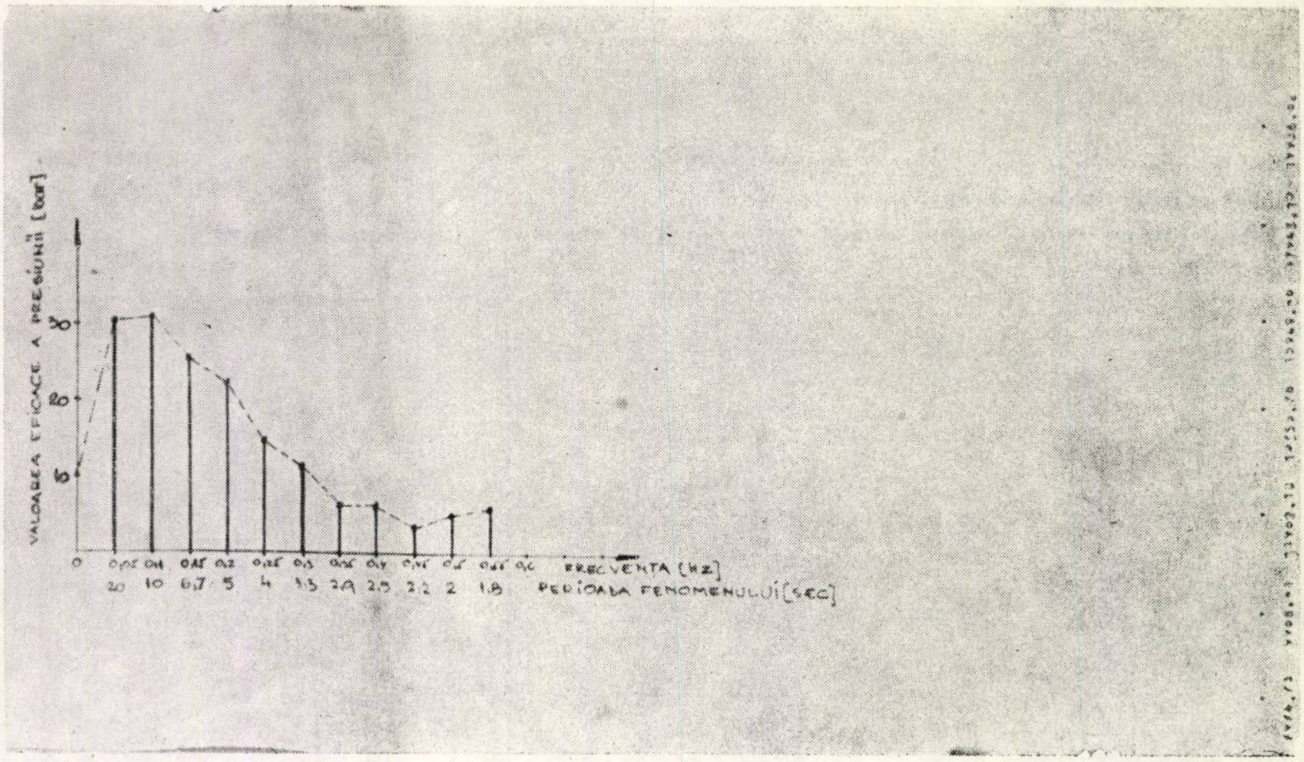
[1] *Harris C., Crede, C.*: Șocuri și vibrații, vol. I, II, III, Editura Tehnică, București, 1968.



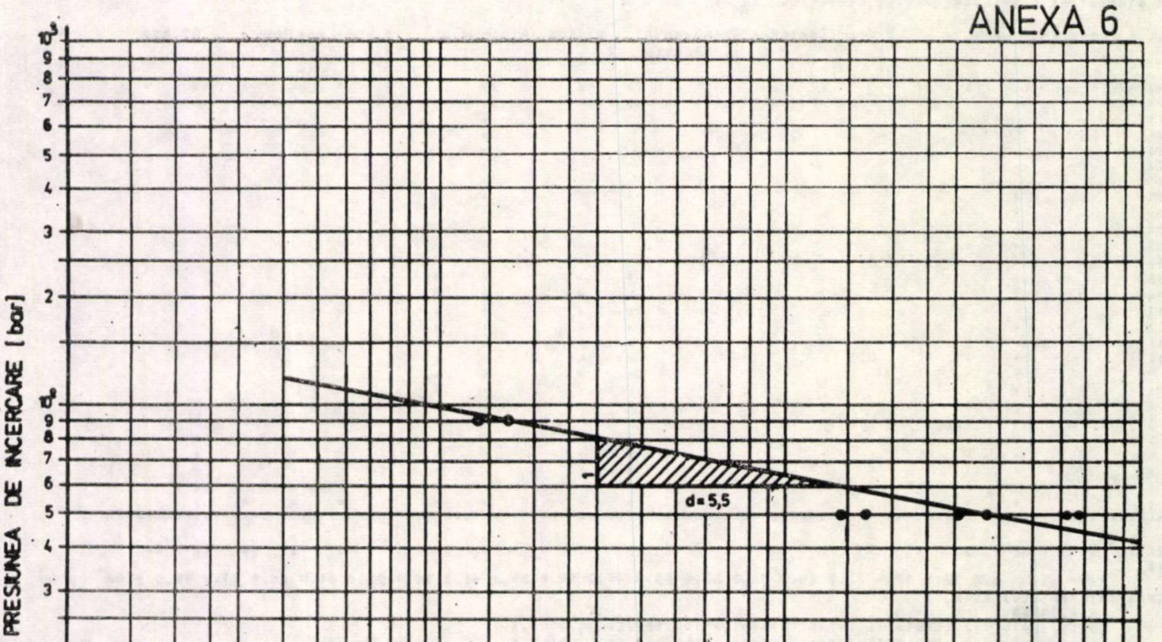
Anexa 3 — Reprezentarea variabilelor 1 și 2 pe foaia de calcul.



Anexa 4 — Histogramele variabilelor 1 şi 2 şi caracteristicile lor statistice.



Anexa 5 — Densitatea spectrală de putere și valoarea eficace a funcției.



Anexa 6 — Curba Wöhler a subansamblului ridicată experimental.

C.Z. 629.114.4.004.1

Consideraţii privind eficienţa exploatării autobasculantelor grele

Ing. Alexandru MAZILU – ICPAT – Braşov

Autobasculantele grele sînt utilizate în şantiere mari, cariere şi mine de suprafaţă la transportul pămîntului, al minereului şi al rocilor avînd granulaţii ce variază între 10...1 500 mm şi densităţi ce variază între 1,4...2,2 t/m^3. Eficienţa exploatării autobasculantelor grele depinde de mai mulţi factori, dintre care se relevă traseele de lucru, tehnologia de lucru, organizarea întreţinerii şi reparaţiilor şi productivitatea.

Exploatarea autobasculantelor grele presupune realizarea unor trasee cu funcţii diferite. Diversitatea traseelor de lucru şi unele din caracteristicile lor principale sînt prezentate în tabelul 1 [1].

Anvergura lucrării determină alegerea capacităţii autobasculantei care, la rîndul ei, hotărăşte caracteristicile principale ale drumurilor (tabelele 2, 3 şi fig. 1), [1].

Tabelul 1

Caracteristica şi destinaţia drumului auto	Durata de existenţă	Viteza de deplasare km/h	Intensitatea circulaţiei mii autobasculante /24 ore
Drumuri auto permanente (drumuri care leagă cariera de fabrica de concentrare a minereurilor, de depozite, etc)	Durata de exploatare a zăcămîntului	50 ... 60	3 ... 6
Căi de acces în carieră	Durata de exploatare a carierei	25 ... 35	3 ... 6
Drumuri auto principale (de la căile de acces în carieră pînă la halde)	Durata existenţei haldei (8 ... 10 ani)	30 ... 40	3 ... 6
Accese în halde, drumuri pe orizonturi de exploatare	Durata exploatării grupei de orizonturi (3 ... 5 ani)	15 ... 20 20 ... 25	1,5 ... 2,0 1,0 ... 1,5
Drumuri temporare (accese pe platformele de lucru şi în fronturi)	Durata exploatării orizontului (1 ... 2 ani)	10 ... 15	1,0 ... 1,2
Pasaje în halde şi pe porţiuni cu minereu în vrac	Durata exploatării porţiunii	10 ... 15	1,0 ... 1,2

Tabelul 2(*)

Automobilul de sarcină utilă	Lăţimea tranşeii la fund	Lăţimea căii de acces	Raza de curbură minimă	Lărgimea benzii de transport	Panta traseului
tf	m	m	m	m	%
27 ... 30	22,5 ... 25,0 / 12,5 ... 13,6	13,5 ... 14,0 / 7,5 ... 8,0	30,0 ... 35,0 / 20,0 ... 25,0	1,3 ... 1,4 / 1,6 ... 1,7	8 ... 9
35 ... 42	24,5 ... 26,0 / 13,5 ... 14,0	15,0 ... 16,0 / 8,0 ... 9,0	35,0 ... 40,0 / 24,0 ... 30,0	1,4 ... 1,5 / 1,6 ... 1,8	7 ... 8
68 ... 71	28,5 ... 31,0 / 15,0 ... 15,5	18,5 ... 20 / 10,5 ... 11,0	35,0 ... 40,0 / 30,0 ... 35,0	1,6 ... 1,7 / 1,7 ... 1,9	8 ... 10
100 ... 110	31,0 ... 34,0 / 16,5 ... 17,0	21,0 ... 24,0 / 13,0 ... 14,0	40,0 ... 45,0 / 35,0 ... 40,0	1,7 ... 1,8 / 1,8 ... 2,0	8 ... 10

(*) La numărător pentru circulaţia de întîlnire pe două benzi ; la numitor pentru circulaţie în flux pe o bandă.

Tabelul 3

Tipul autobasculantei sarcină utilă	Sarcina max. pe puncte	Modulul de deformație a drumului	Trafic de transport	Grosimea îmbrăcăminții rutiere
tf	tf	kgf/cm²	mil./tone/an	cm
Îmbărăcăminte nerigidă din roci afînate				
25 ... 27	28 ... 34	200	10 ... 50	65 ... 70
40 ... 50	45	200	10 ... 50	75 ... 80
80 ... 100	90	200	10 ... 50	75 ... 80
Îmbrăcăminte nerigidă din roci semistîncoase				
25 ... 27	28 ... 34	400 ... 450	10 ... 50	21 ... 34
40 ... 50	45	400 ... 450	10 ... 50	25 ... 38
80 ... 100	90	400 ... 450	10 ... 50	30 ... 45
Îmbrăcăminte rigidă din beton				
25 ... 27	28 ... 34	2600	50	26 ... 28
40 ... 50	45	2600	50	33 ... 34
80 ... 100	90	2600	50	42 ... 45

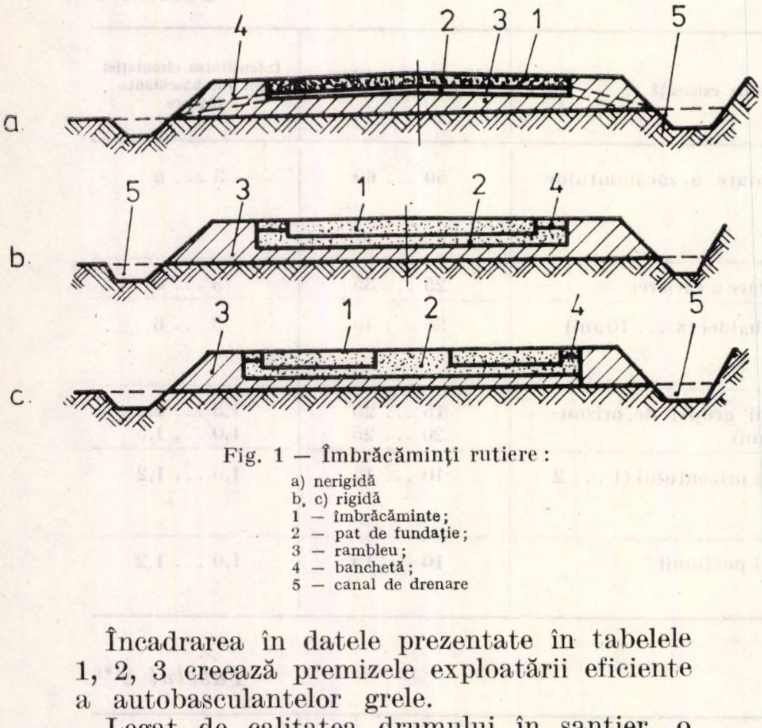


Fig. 1 — Îmbrăcăminți rutiere :

a) nerigidă
b, c) rigidă
1 — îmbrăcăminte;
2 — pat de fundație;
3 — rambleu;
4 — banchetă;
5 — canal de drenare

Încadrarea în datele prezentate în tabelele 1, 2, 3 creează premizele exploatării eficiente a autobasculantelor grele.

Legat de calitatea drumului în șantier, o mare importanță o prezintă combaterea prafului. Ignorarea acestui fapt poate conduce la o depășire de circa 7...10 ori a procentului admis de 2 mg/mc, ceea ce conduce la micșorarea de 5...6 ori a durabilității motorului precum și la reducerea vitezei de lucru și a siguranței în circulație. Combaterea prafului se poate face prin stropirea cu apă sau petrol (mai eficientă), amenajarea îmbrăcămintii și tratarea profilactică cu substanțe speciale.

Tehnologia de lucru trebuie să asigure o corelație optimă între capacitatea autobasculantei și capacitatea cupei excavatorului în funcție de caracterul rocilor și minereurilor exploatate (tab. 4) [1].

Tabelul 4

Sarcina utilă a autobasculantei	Capacitatea geometrică a benei	Caracterul rocilor și minereurilor de exploatare	Capacitatea cupei excavatorului	Raportul rațional dintre capacitatea cupei excavatorului și volumul benei autobasculantei
tf	m³	—	m³	—
27 ... 30	15,3	Afînate	4	1 : 4
		Semistîncoase	4	1 : 3 ... 1 : 4
		Stîncoase	4 : 5	1 : 3 ... 1 : 4
		Minereuri grele	4	1 : 3 ... 1 : 4
47 ... 50	23,4	Afînate	6,3	1 : 4
		Semistîncoase	5	1 : 4
		Stîncoase	6,3	1 : 5
		Minereuri grele	8	1 : 3
100 ... 110	55	Afînate	10	1 : 6
		Semistîncoase	12,5	1 : 5
		Stîncoase	16 ; 12,5	1 : 5 ... 1 : 6
		Minereuri grele	16 ; 12,5	1 : 4 ... 1 : 5

O capacitate prea mare a cupei excavatorului față de capacitatea benei conduce la suprasolicitarea autobasculantei și la scoaterea rapidă din funcțiune a acesteia. O capacitate prea mică are ca efect scăderea eficienței prin mărirea timpului de încărcare.

Un alt factor care influențează într-o măsură importantă asupra eficienței exploatării îl constituie modul de organizare a întreținerilor și reparațiilor. Autobasculantele grele sînt supuse unor controale și verificări periodice care au la bază orele de funcționare. Astfel se execută lucrări de verificare la intervale de 8, 24 și 48 ore precum și lucrări de întreținere la intervale programate la 200, 500 și 1 000 ore. În ceea ce privește repartițiile, eșalonarea acestora trebuie să asigure realizarea unui C.U.P. cît mai ridicat. Tendința este ca valoarea acestuia să se situeze în jur de 90%.

Productivitatea autobasculantelor este factorul care influențează într-o măsură hotărîtoare eficiența lor economică. În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul a poductivității și un exemplu care să o ilustreze.

Productivitatea se calculează cu formula :

$$Q_n = \frac{60}{\sum t_i} V_b \cdot K, \text{ unde :} \qquad [2]$$

$$\sum t_i = t_1 + t_2 + t_3$$

$$t_1 = \frac{V_b}{Q_i} \cdot 60 \text{ min, unde :} \qquad (2)$$

$$V_b = G_{util} \frac{1}{\gamma_{solid}} \cdot f_c \cdot \delta_1 \text{ (m}^3 \text{ solid)}$$

$$Q_i = V_{e(ras)} \cdot f_c \cdot \delta_1 \cdot q_i \text{ (m}^3 \text{ solid/h)}$$

Timpul de parcurs, constă în suma timpilor în diverse secţiuni de drum : 1, 2, 3,...i — 1, i, i + 1

Sectoarele de drum trebuie să fie mai mari decît 60...100 m.

Rezistenţele la înaintare :

— rezistenţa la urcare :

$$W_s = G \cdot w_s \text{ în tf, unde :}$$

$$w_s = \sin \alpha \approx \text{tg}\alpha, \text{ pentru } \alpha < 11^\circ ;$$

— rezistenţa la rulare :

$$W_r = G \cdot w_r \text{ în tf.}$$

— rezistenţele aerului şi cele la viraj la viteze mici de deplasare se neglijează. Deci :

$$\Sigma/\text{Rezistenţe}/ = (W_s + W_r) \text{ Kgf}$$

Valoarea lui w_r(tabelul 5) este dată în funcţie de adîncimea de afundare a pneului.

Tabelul 5

Drum de transport	Adîncimea de afundare a pneului (cm)	Coeficient de rezistenţă la rulare w_r kgf/tf
Beton sau stradă asfaltată, uscat		20
Drum de pămînt, tare, neted (liber de părţi componente fără coeziune)	pînă la 2	30
Iarbă de strat vegetal, pe pămînt vegetal	pînă la 5	40
Drum de pămînt cu făgaş adînc		
Drum de pămînt destul de moale cu făgaş adînc sau pămînt vegetal mai moale	pînă la 5 pînă la 10	45 70
Prundiş mai moale sau nisip		120
Drum de pămînt cu făgaş adînc, mai moale	pînă la 20	160
Subsol mai nămolos, drum de minerit nisip curgător	peste 20	250
Teren mai umed, făgaşuri adînci, mai legat	peste 20	300
Zăpadă slăbită, 10 cm. groasă		50
Zăpadă întărită		25

Viteza la înaintare :

— pentru mişcări neaccelerate :

$$V_{de\,atins} = \frac{N_{motor} \cdot 270\ \eta}{\Sigma/Rezistenţe/} \text{ în km/h}$$

— pentru mişcări accelerate viteza medie pentru sectorul de drum „i" (tab 6) este :

$$V_{medie} = V_{de\,atins}\ K_v, \text{ în km/h} \quad (6)$$

Tabelul 6

Lungimea sec. (l_i) m	Coef. K_v
150 m	0,5
300 m	0,60
600 m	0,70
900 m	0,75
1200 m	0,8 . . . 0,85

În sectoarele de drum cu rezistenţe negative (coborîre) în locul puterii N_{motor} se scrie :

$$N_{remorcare} = (0{,}3..0{,}8)\ N_{motos}, \text{ în CP}$$

În acest caz :

$$V_{de\,atins} = \frac{N_{remorcare} \cdot 270}{\eta\Sigma/Rezistenţe/} \text{ în km/h.}$$

Timpul de parcurs în sectorul „i" :

$$t_i = \frac{0{,}06\ l_i}{V_{de\,atins} \cdot K_v}, \text{ în minute}$$

Timpul total de parcurs :

$$t_2 = \Sigma t_i \text{ în minute,}$$

Timpul de golire care cuprinde şi timpul de pregătire la basculare :

$t_3 = (2...8)$ min, în funcţie de felul cum este amenajat locul de descărcare.

Exemplu de calcul

După metoda de calcul prezentată s-au determinat timpii de parcurs pentru autobasculanta DAC 180—100 în condiţiile de lucru de pe traseul din figura 2.

Timpul de încărcare pentru utilizarea excavatorului de 4,6 m³ :

$$V_b = 100\ \frac{1}{1{,}8}\ 1{,}17 \cdot 0{,}8 = 52 \text{ m}^3$$

$$Q_i = 4{,}6 \cdot 12 \cdot 0{,}8 \cdot 100 = 440 \text{ m}^3 \text{ solid/h}$$

$$t_1 = \frac{52}{440} - 60 = 7{,}1 \text{ min.,}$$

care este apropiat de timpul cronometrat de 7,2 min.

Timpul de încărcare pentru utilizarea excavatorului de 12 m³ :

$$V_b = 52 \text{ m}^3$$

$$Q_i = 12 \cdot 1{,}2 \cdot 0{,}8 \cdot 100 = 1150 \text{ m}^3 \text{ solid/h}$$

$$t_1 = \frac{52}{1\,150} \cdot 60 = 2{,}7 \text{ min}$$

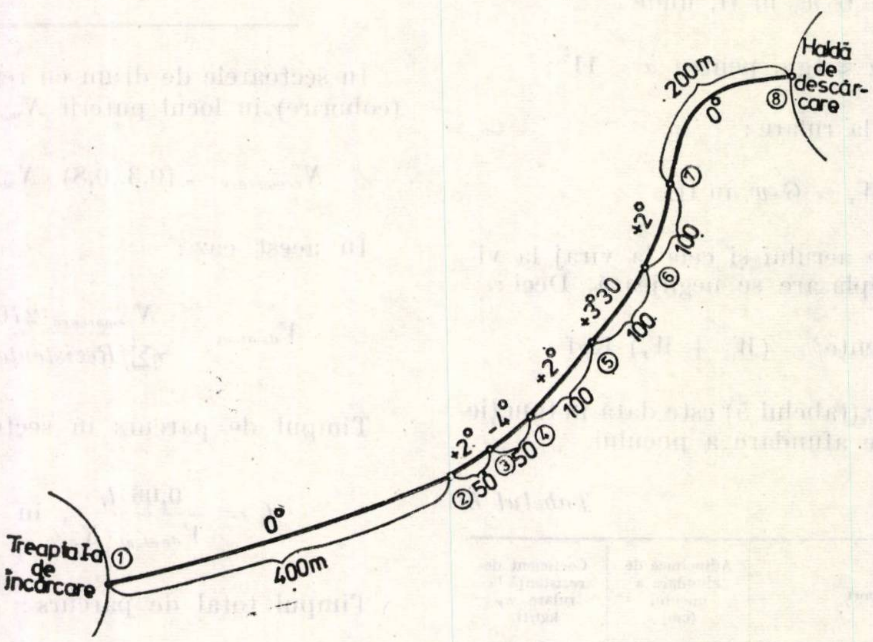


Fig. 2 – Traseul de lucru al autobasculantei DAC 180–100 în șantierul „Negoiul Românesc''.

Timpii de parcurs sînt arătați în tabelul 7, unde se observă că timpul realizat de 20,8 min se apropie de timpul cronometrat de 21,6 min.

Tabelul 7

Sector de drum	l_i m	$V_{de\ atins}$ km/h Ploaie	$V_{de\ atins}$ km/h Uscat	Timpul de parcurs min Ploaie	Timpul de parcurs min Uscat
1...2	400	6,8	11,7	5,04	2,93
2...3	50	6,8	11,7	0,88	0,512
3...4	50	9,7	16,6	0,62	0,36
4...7	300	6,8	11,7	4,42	2,56
7...8	200	6,8	11,7	3,52	2,05
8...7	200	15,3	26,3	1,57	0,915
7...4	300	21,8	37,4	1,375	0,8
4...3	50	15,3	26,3	3,92	0,228
3...2	50	21,8	37,4	0,275	0,16
2...1	400	15,3	26,3	2,24	1,3
Total	2.000			20,860	11,815

Rezistențele la rulare pot varia după cum urmează :

– pentru drum de pămînt tare și neted adîncimea de afundare a pneului 2 cm

$$W_r = 180 \cdot 30 = 5\,400 \text{ Kgf}$$

– pentru drum de pămînt umed cu făgaș adînc, adîncimea de afundare 20 cm

$$W_r = 180 \cdot 300 = 54.000 \text{ Kgf}$$

După cum se vede din diagrama de tracțiune (fig. 3) rezistența la rulare depășește forța de tracțiune a autobasculantei (patinează convertizorul).

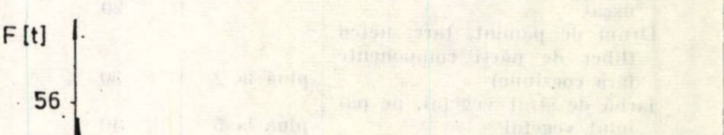


Fig. 3 – Diagrama de tracțiune a autobasculantei DAC 180–100

Timpul total în condiţiile de exploatare va fi:

$$\Sigma t_t = t_1 + t_2 + t_3,$$

unde:

$t_1 = 7{,}1$ min

$t_2 = 20{,}8$ min

$t_3 = 8$ min

$t_t = 35{,}9$ min

În cazul folosirii unui excavator de 12 m³ şi dacă sînt amenajate drumul şi locul de descărcare:

$$t_1 = 2{,}7 \text{ min}; \quad t_2 = 11{,}8 \text{ min}; \quad t_3 = 4 \text{ min}$$

$$\Sigma t_t = 18{,}5 \text{ min}$$

Se observă posibilitatea dublării productivităţii autobasculantei.

Concluzii

Eficienţa autobasculantelor grele la exploatarea în şantiere depinde în cea mai mare măsură de modul cum este organizată tehnologia de exploatare a acestora.

Corelarea autobasculantelor cu utilajele de încărcare duce la scurtarea timpului de încărcare; amenajarea şi întreţinerea drumurilor permit micşorarea de 1,5 ... 2 ori a rezistenţei la rulare, sporirea vitezei cu 25 ... 35%, reducerea consumului de combustibil cu 30 ... 50%, mărirea duratei de serviciu de 1,3...1,8 ori şi scurtarea corespunzătoare a timpului de transport.

Prin metodele de combatere a prafului în şantier şi de reducere a acestuia sub normele admise (2 mg/m³) se măreşte de 5...6 ori durabilitatea motorului, se măreşte viteza de lucru şi siguranţa circulaţiei.

Organizarea corectă a întreţinerii şi reparaţiilor poate duce la mărirea coeficientului de utilizare a parcului pînă la 90%.

Din exemplul de calcul se observă posibilitatea dublării productivităţii autobasculantei DAC 180—100 prin corelarea corectă cu excavator de 12 m³ şi prin amenajarea drumurilor şi a locului de descărcare.

SIMBOLURI UTILIZATE

N_{motor}	— puterea motorului la intrare în convertizor	CP
G	— masa totală a autobasculantei	Kg
G_{util}	— sarcina utilă a autobasculantei	Kgf
q_i	— productivitatea excavatorului = (100 ... 110)	cupe/h
Q_i	— productivitatea excavatorului	m³ solid/h
Q_n	— productivitatea autobasculantei	m³ solid/h
$V_{de\ atins}$	— viteza autobasculantei	km/h
V_{mediu}	— viteza medie pentru sectorul „i"	km/h
V_b	— volumul benei autobasculantei	m³
$V_{e\ (ras)}$	— volumul ras al cupei excavatorului	m³
t_i	— timpul de parcurs în sectorul „i"	min
t_1	— timpul de încărcare a autobasculantei	min
$t_2 = \Sigma t_i$	— timpul total de parcurs	min
t_3	— timpul de descărcare şi manevră	min
l_i	— lungimea sectorului de drum „i"	m
W_s	— rezistenţa la urcare	kgf
W_r	— rezistenţa la rulare	Kgf
Σ/Rezistenţe	— suma rezistenţelor la înaintare	Kgf
$w_s \approx \text{tg}\ \alpha$	— coeficientul de rezistenţă la urcare	Kgf/tf
w_r	— coeficientul de rezistenţă la rulare	Kgf/tf
γ solid	— densitatea materialului de încărcat	t/m³
K	— 0,8 ... 0,9 coeficientul timpului de lucru al exploatării totale	
K_v	— coeficientul de diminuare a vitezei	
f_c	— 1,17 ... 1,2 — factorul de umplere	
δ_1	— 0,8 ... 0,9 — factorul de încărcătură	

BIBLIOGRAFIE

[1] *Vasiliev, M. V. şi colab.*: Avtomobilnîi transport carierov, Izdatelstva „Nedra", 1973.

[2] *Vogel, E.*: Lestungsermittlung bei Förderfahrzeugen Baumaschine und Bautechnik, 23 Jahrgang, Heft 2, Februar 1975.

C.Z. 621.791.44.001.5

Optimizarea soluţiei constructive a unei punţi sudate prin încercări simulative pe banc

Dr. ing. Nicolae **PETRESCU**, ing. Ioan **STANCIU**, ing. Rodica **POPESCU** – ICPAT – Braşov

Încercările pe stand efectuate cu grinda unei punţi sudate, în scopul determinării durabilităţii comparative faţă de grindă turnată — forjată, au relevat cîteva probleme care au scos în evidenţă importanţa deosebită pe care o are **proiectarea formei pieselor**.

Obiectul de studiu este grinda din figura 1, realizată în construcţie sudată, iar grinda etalon realizată în construcţie turnătă-forjată şi verificată în exploatare, este prezentată în figura 2.

1. Încercările pentru stabilirea durabilităţii etalonului au fost făcute la sarcini pulsatorii întregistrîndu-se rezultatele din tabelul 1.

Analizînd aceste rezultate, putem afirma că secţiunile slabe ale construcţiei sînt în egală

măsură racordarea fuzetei şi secţiunea mediană a grinzii, ambele slăbite de concentratori puternici (fig. 3 şi 4).

Reprezentînd aceste rezultate ale punţii etalon în diagrama Wöhler, avem deja stabilit criteriul de comparaţie reprezentat în figura 11.

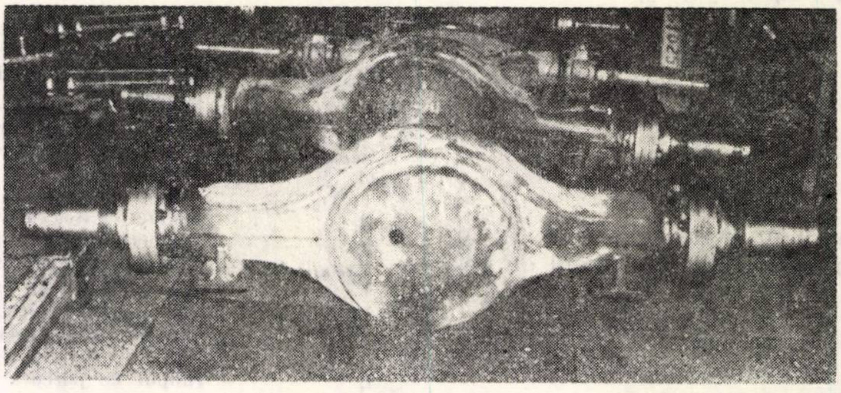


Fig. 1 — Obiectul de studiu

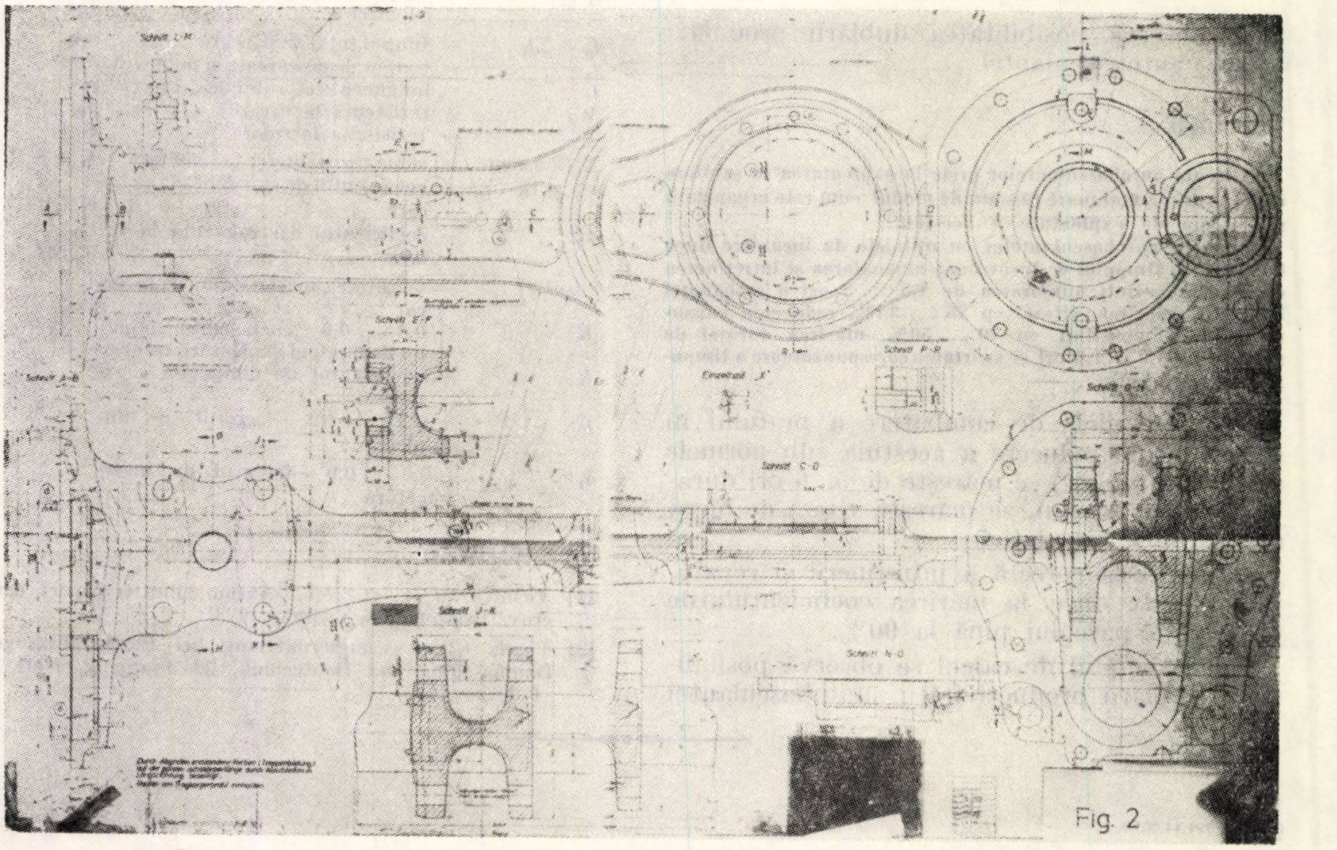


Fig. 2 — Grinda etalon

Tabelul 1

Sarcina de încercare [tf]	Soluţia încercată [nr. cicluri]										
	Secţiunea ruperii - fuzeta (fig. 3)									Secţiunea ruperii grinda (fig. 4)	
0 ... 24	$5{,}9 \cdot 10^5$	$8{,}9 \cdot 10^5$	$4{,}3 \cdot 10^5$	$4{,}4 \cdot 10^5$	$3{,}5 \cdot 10^5$	$4{,}1 \cdot 10^5$	$4{,}3 \cdot 10^5$	$7{,}7 \cdot 10^5$	$7{,}8 \cdot 10^5$	$7{,}1 \cdot 10^5$	$8{,}4 \cdot 10^5$
0 ... 28	$1{,}9 \cdot 10^5$										
0 ... 32	$1{,}77 \cdot 10^5$										

2. În urma încercărilor grinzii sudate, executată în varianta inițială A (fig. 11), s-au produs ruperi în două secțiuni (fig. 5 și 6).

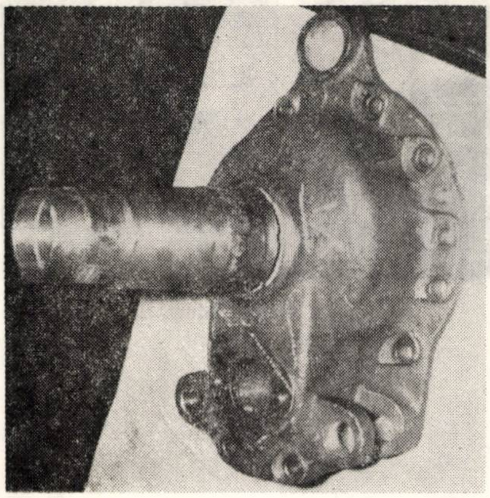


Fig. 3 — Rupere la grinda etalon

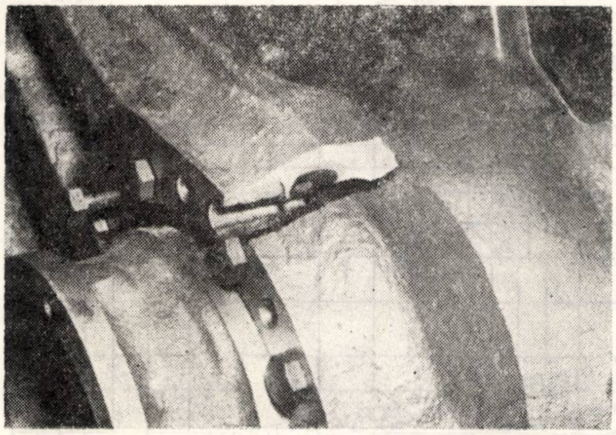


Fig. 4 — Rupere la grinda etalon

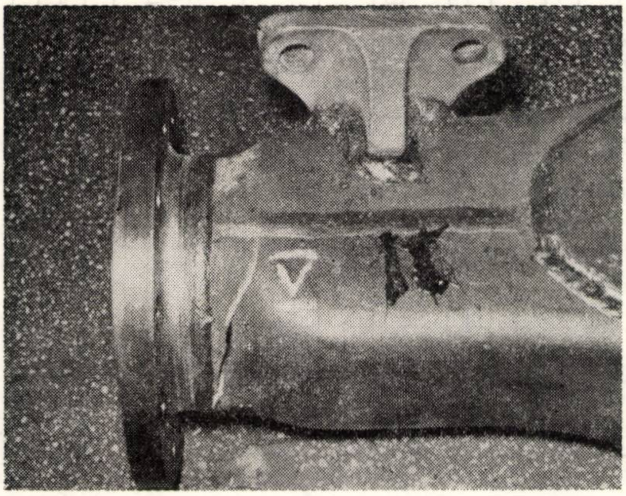


Fig. 5 — Ruperi la grinda studiată — soluția A

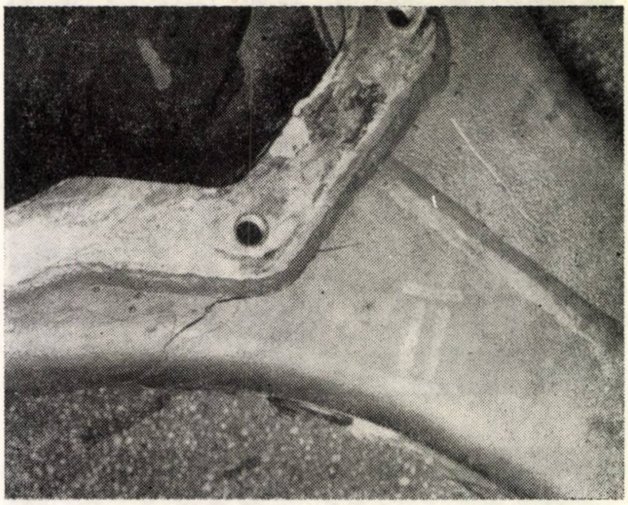


Fig. 6 — Ruperi la grinda studiată — soluția A

Analiza acestor ruperi a condus la concluzia că în secțiunea de rupere din figura 5 apare însumarea a doi concentratori puternici : sudura în sine și lipsa de rigiditate a flanșei la torsiune care conduce la concentrarea eforturilor unitare prin ovalizarea cordonului de sudură. Ruperea prezentată în figura 6 este cauzată de asemenea de însumarea concentratorului de sudură și cel al decuplării punții.

În urma acestor analize s-a recomandat constructorului rigidizarea torsională a flanșei (fig. 11, varianta H), îngroșarea tablei de la 8 la 10 mm și îngroșarea inelului de consolidare a decuplării grinzii (fig. 6).

Ca de obicei, unei acțiuni radicale i se opun o sumă de soluții de compromis și de aceea au fost încercate cîteva soluții intermediare, care au pus în evidență importanța formei pieselor (fig. 11 — variantele B, C, D).

În tabelul 2 este prezentată sinteza încercărilor pentru cele 5 variante încercate, prezentate și în figurile 5, 7, 8, 9 și 10.

Reprezentînd aceste rezultate în diagrama din figura 11 — se obțin curbele Wöhler caracteristice fiecărei soluții.

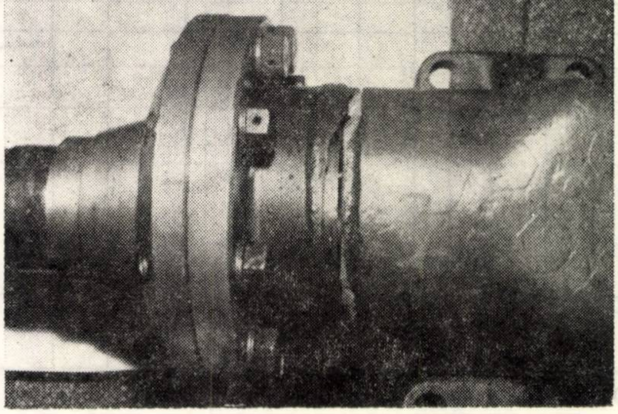


Fig. 7 — soluția B

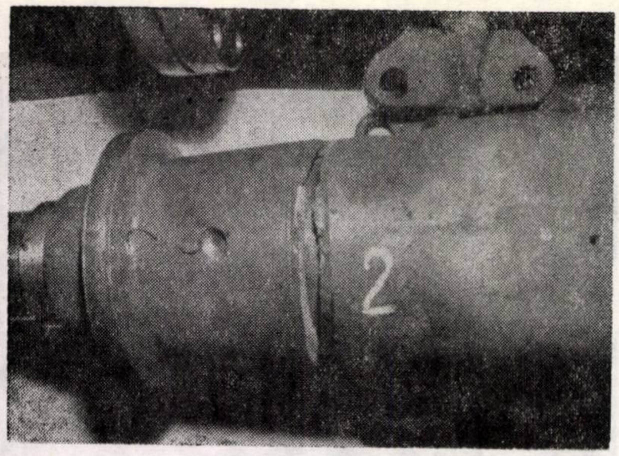


Fig. 8 — Soluţia C

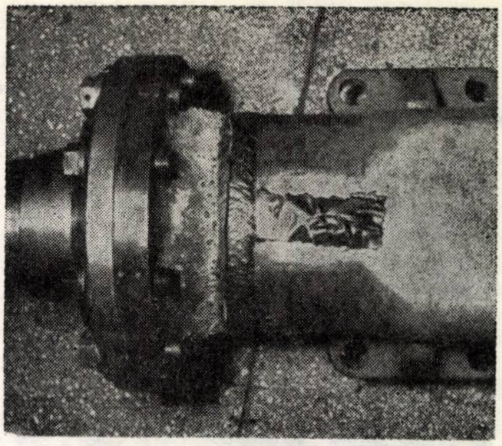


Fig. 10 — Soluţia H

Fig. 9 — Soluţia D

Tabelul 2

Sarcina de încercare [tf]	Soluţia încercată (nr. cicluri)				
	A - fig. 5	B - fig. 7	C - fig. 8	D - fig. 9	H - fig. 10
0 ... 24	$1{,}7 \cdot 10^5$	$2{,}45 \cdot 10^5$ $3{,}45 \cdot 10^5$	$8{,}7 \cdot 10^4$ $7{,}5 \cdot 10^4$	$3{,}3 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^5$ $5.2 \cdot 10^5$ $6.6 \cdot 10^5$ $7{,}1 \cdot 10^5$
0 ... 20	$3{,}8 \cdot 10^5$	–	–	–	–

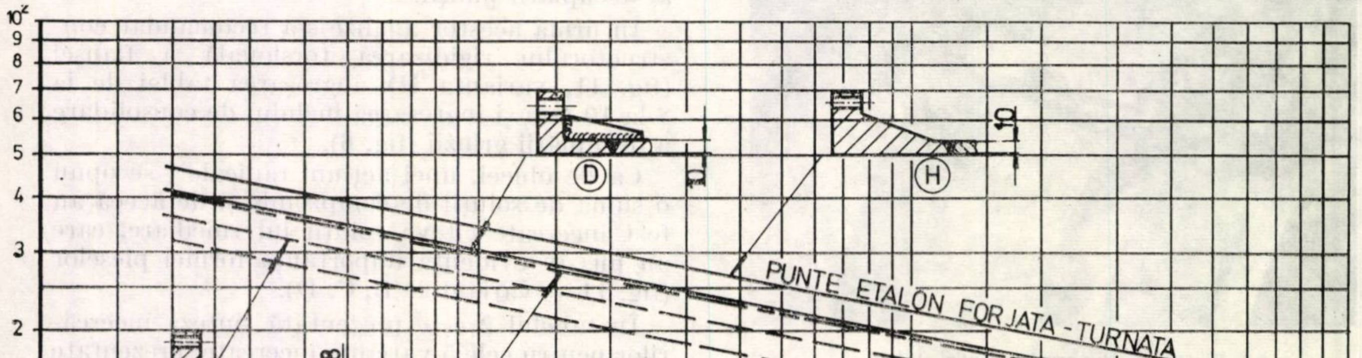


Fig. 11 — Curbele Wöhler ale soluţiilor constructive A B, C, D şi H

Privind în ansamblu această diagramă rezultă următoarele concluzii :

– soluţia H – este singura la nivelul soluţiei etalon;

– soluţia B – prin îngroşarea tablei grinzii de la 8 la 10 mm, s-a mărit durabilitatea soluţiei A cu 200%;

– soluţia C – este o îmbinare nefericită a unui element supus la încovoiere, deoarece introduce în cordoanele de sudură eforturi unitare suplimentare. Această soluţie reduce durabilitatea soluţiei A cu 200%;

– soluţia D (rigidizarea prin nervuri) – faţă de soluţia B nu contribuie la durabilitate deoarece nu asigură rigiditatea la torsiune a flanşei.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sors, L.*: Fatique Design of Machine Components, Pergamon Press, Oxford, 1971.

[2] *Teodorescu, C.C.*: Îmbinări sudate, Editura Tehnică, Bucureşti, 1972.

C.Z. 629.114.4 : 621 – 752

Aspecte ale cercetării aplicative privind zgomotul şi vibraţiile la autocamioanele fabricate de I. A. Bv.

Ing. Valeriu **VLĂDĂREANU** – Întreprinderea de autocamioane – Braşov

Ing. Georgeta **PÎRLEA**, ing. Octavian **VASU** – ICPAT – Braşov

Introducere

Comportarea autocamioanelor la zgomot şi vibraţii (percepute mai ales în cabină) este condiţionată în cea mai mare măsură de către sistemul de suspendare al grupului motopropulsor pe şasiu – un sistem elastic ce trebuie să îndeplinească funcţiuni complexe de rezistenţă mecanică, de atenuare a vibraţiilor şi de anduranţă.

Suspendarea grupului motopropulsor

Elementele de bază ale sistemului de suspendare sînt suporţii elastici, executaţi din elastomeri ce se caracterizează prin frecvenţa proprie de vibraţie şi prin coeficientul de transmisibilitate – proporietăţi esenţiale pentru funcţia de izolare a vibraţiilor şi a zgomotelor sursei.

Se recomandă ca aşezarea grupului motopropulsor să se realizeze pe trei puncte, deoarece în această variantă nu se introduc solicitări mecanice suplimentare în organele fixe ale grupului ca urmare a deformării şasiului. În acest sistem este suspendat motorul SR 211. Deoarece această soluţie ne oferă o suficientă elasticitate sistemului, se utilizează şi suspendarea pe patru puncte, soluţie adoptată la autocamioanele de tip ROMAN. La aceste autovehicule, pentru prevenirea ruperii unor organe fixe de la motor şi cutia de viteze, suporţii din spate se aşează pe una din traversele şasiului.

Distribuţia momentului încovoietor pe lungimea grupului motopropulsor şi în special în zona corespunzătoare carcasei volantului (unde ia valoare maximă) poate fi calculată cu uşurinţă dacă se cunoaşte repartizarea greutăţii pe suporţi şi poziţia centrului de greutate.

Criterii pentru alegerea suporţilor elastici

Izolarea la vibraţii reprezintă procesul de reducere a mărimii energiei vibratorii a motorului transmisă la şasiu la o valoare inferioară celei corespunzătoare cazului în care motorul ar fi aşezat rigid. Această caracteristică poate fi denumită transmisibilitatea sistemului de suspendare. Gradul de izolare la vibraţii depinde de raportul frecvenţelor $\frac{f}{fn}$, în care :

f = frecvenţa vibraţiei sursei, exprimată într-un raport precis faţă de turaţia motorului;

fn = frecvenţa proprie de vibraţie a grupului motopropulsor aşezat pe suporţii elastici.

Frecvenţa proprie de vibraţie fn depinde de constanta elastică a suporţilor, care trebuie determinată pentru fiecare suport în parte din caracteristica sarcină-săgeată. Relaţia analitică aproximativă dintre săgeată şi frecvenţa proprie de vibraţie este :

$$fn \approx 800 \sqrt{\frac{1}{s}},$$

în care s reprezintă deformaţia elementului elastic la sarcina aplicată ce-i revine.

Se precizează că, în cazul în care raportul dintre frecvenţa vibraţiei motorului şi frecvenţa proprie de vibraţie a sistemului devine $\frac{f}{fn} = 1$, regimul transmisibilităţii devine critic şi vibraţia introdusă în şasiu este amplificată. Pentru a evita banda de rezonanţă din jurul valorii critice a raportului frecvenţelor, suporţii elastici se dimensionează astfel încît $f \geqslant \sqrt{2}\, f$.

Eficienţa transmiterii vibraţiilor poate fi reprezentată prin curbe de transmisibilitate (T)

raportate la raportul frecvenţelor $\frac{f}{fn}$ (fig. 1).

Vibraţia transmisă la şasiu şi în cabina autocamionului (U_t) trebuie să fie mică în raport cu vibraţia incidentă (U_i). Pentru aceasta,

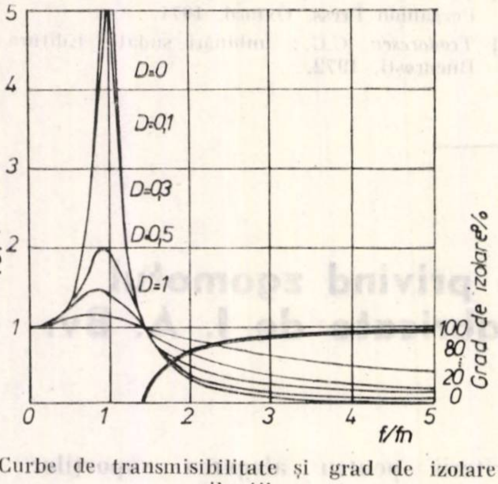


Fig. 1. Curbe de transmisibilitate şi grad de izolare la vibraţii

suporţii elastici se dimensionează astfel incit raportul frecvenţelor să devină favorabil asigurării unui grad de izolare cît mai ridicat, pe întregul domeniu funcţional al motorului.

În figura 2 se prezintă transmisibilitatea realizată prin sistemul de suspensie al motorului diesel D 2156 HMN. Se observă că pentru

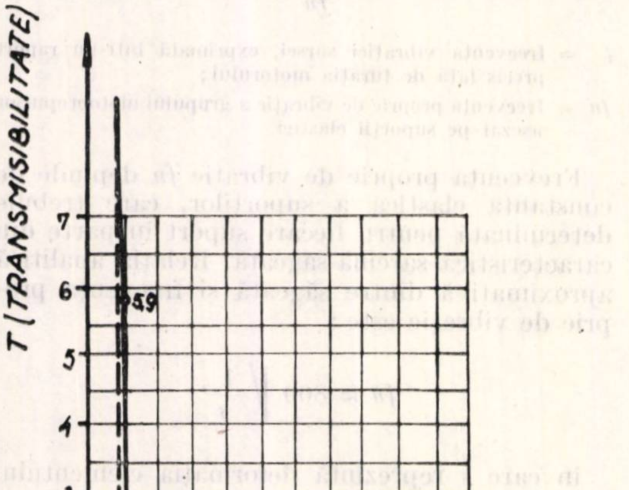


Fig. 2. Curba transmisibilităţii la sistemul de suspensie a motorului D 2156 HmN

întreg domeniul de lucru al motorului (500 — — 2400 min^{-1}) suspensia asigură o transmisibilitate bună cuprinsă între 0,27 şi 0,007.

Analiza sistemelor de suspensie la autocamioanele ROMAN

Autocamioanele ROMAN sint echipate cu două tipuri de motoare Diesel: motorul 797—05 de 135 CP şi motorul D 2156 HMN de 215 CP.

La motorul 797—05, suspensia pe faţă este asigurată prin două tampoane elastice înclinate formînd un unghi de 90° între ele, în timp ce la motorul D 2156 HMN suspensia se realizează pe cîte un tampon vertical. La ambele tipuri de motoare, suspensia pe spate este comună şi se asigură prin două tampoane înclinate, cuprinzind un unghi de 90°.

La suportul elastic se disting:

— un coeficient de elasticitate la compresiune k_c, corespunzător funcţiei sale principale (suspendarea masei şi izolarea vibraţiei verticale);

— un coeficient de elasticitate la forfecare k_s, corespunzător funcţiei de limitare a deplasării grupului motopropulsor pe direcţie longitudinală (fig. 3a).

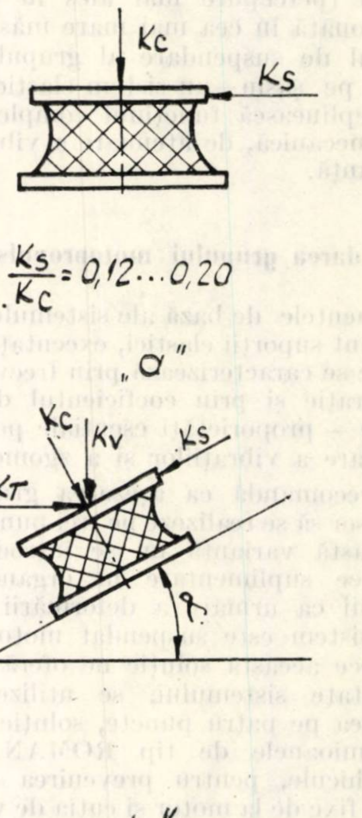


Fig. 3. Coeficienţii de elasticitate la tampoane elastice

Coeficienţii de elasticitate pot fi modificaţi prin adoptarea unui montaj de compresiune inclinat sub un unghi α (fig. 3b). În acest montaj apar solicitări noi in suporţii elastici (coeficientul de elasticitate transversal k_t şi coefi-

cientul de elasticitate vertical k_v), condiţionate de unghiul de înclinare α.
În această soluţie însă se poate controla mai bine deplasarea transversală a grupului propulsor şi, dacă este cazul, prin dimensionare corespunzătoare se poate obţine o elasticitate egală după cel puţin două direcţii.

Deoarece nu se pot obţine caracteristici convenabile de elasticitate după direcţiile funcţionale de deplasare a grupului motopropulsor, elasticitatea tampoanelor se influenţează prin implantarea unor nervuri metalice (fig. 4a).

În sfîrşit comportarea elastică a tampoanelor este determinată şi de mărimea durităţii, valorile practice fiind cuprinse între 40° Shöre şi 70°Shöre.

Pe durata funcţionării motoarelor, atît în regim staţionar cît şi în deplasarea autocamioanelor au fost determinate regimuri supărătoare de vibraţii introduse în cabină. Fenomenul perturbatoriu care înrăutăţeşte confortabilitatea şi creează un climat obositor a fost mai accentuat la autocamioanele echipate cu motorul 797—05 la care turaţiile utile ajung pînă la 3300 rot/min., spre deosebire de motorul D 2156 HMN la care turaţia maximă nu depăşeşte 2400 rot/min.

Au fost măsurate valorile acceleraţiei vibraţiei, stabilindu-se canalele de transmisie a vibraţiilor şi elementele de cabină care rezonează. Au fost înregistrate, de asemenea, şi valorile presiunii sonore. În urma analizei spectrogramelor obţinute, s-a ajuns la necesitatea reducerii frecvenţei proprii de vibraţie (fn) a suporţilor elastici. În acest scop, pentru motorul 797—05, la suporţii din faţă s-a redus duritatea de la 50° Shöre la 45° Shöre şi s-a eliminat nervura metalică interioară.

Avînd în vedere necesitatea unei caracteristici corecte şi uniforme pe întreg ansamblul celor patru suporţi, s-a introdus condiţia verificării şi montării numai de tampoane de acelaşi tip, împerechiate. Schema încercării în pereche a tampoanelor de spate pentru ambele tipuri de motoare este prezentată în figura 5, iar rezultatele statistice ale încercării sînt materializate în figura 6.

Rezultatele aplicării noilor condiţii de execuţie şi funcţionale supuse suporţilor elastici au dus la îmbunătăţirea ce rezultă din figurile 7 şi 8.

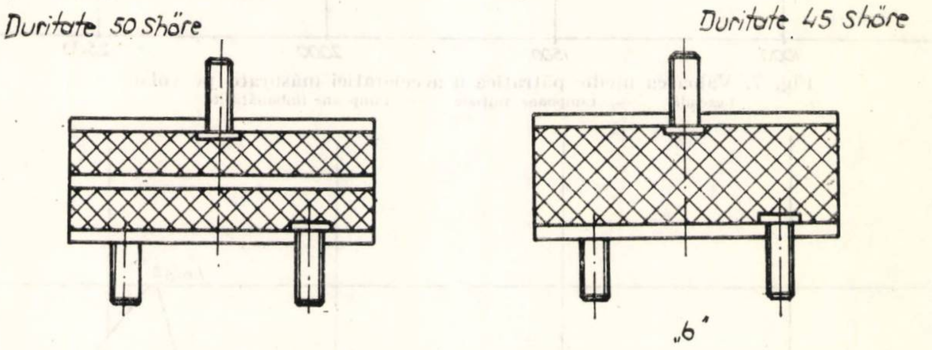


Fig. 4. Suportul elastic din sistemul de suspendare pe faţă al motorului 797—05

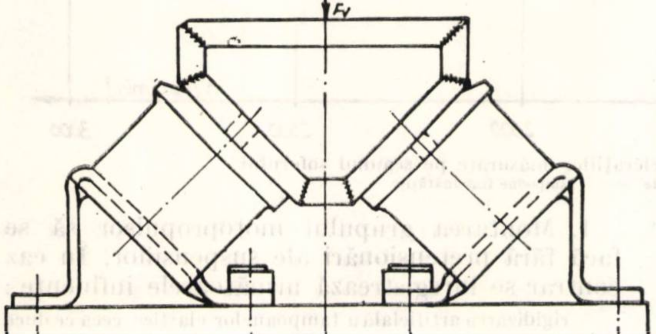


Fig. 5. Încercarea în pereche a suporţilor elastici

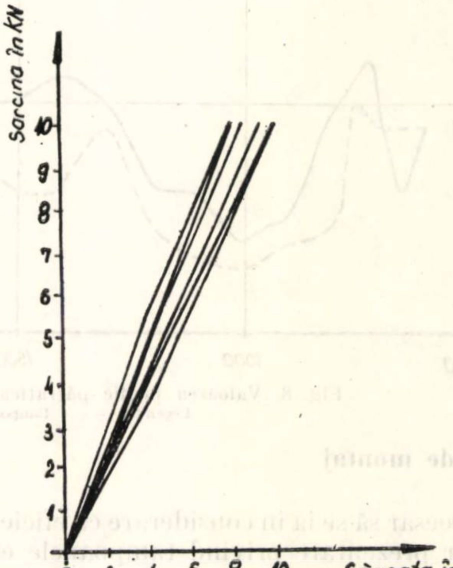


Fig. 6. Caracteristica elastică a unor perechi de tampoane

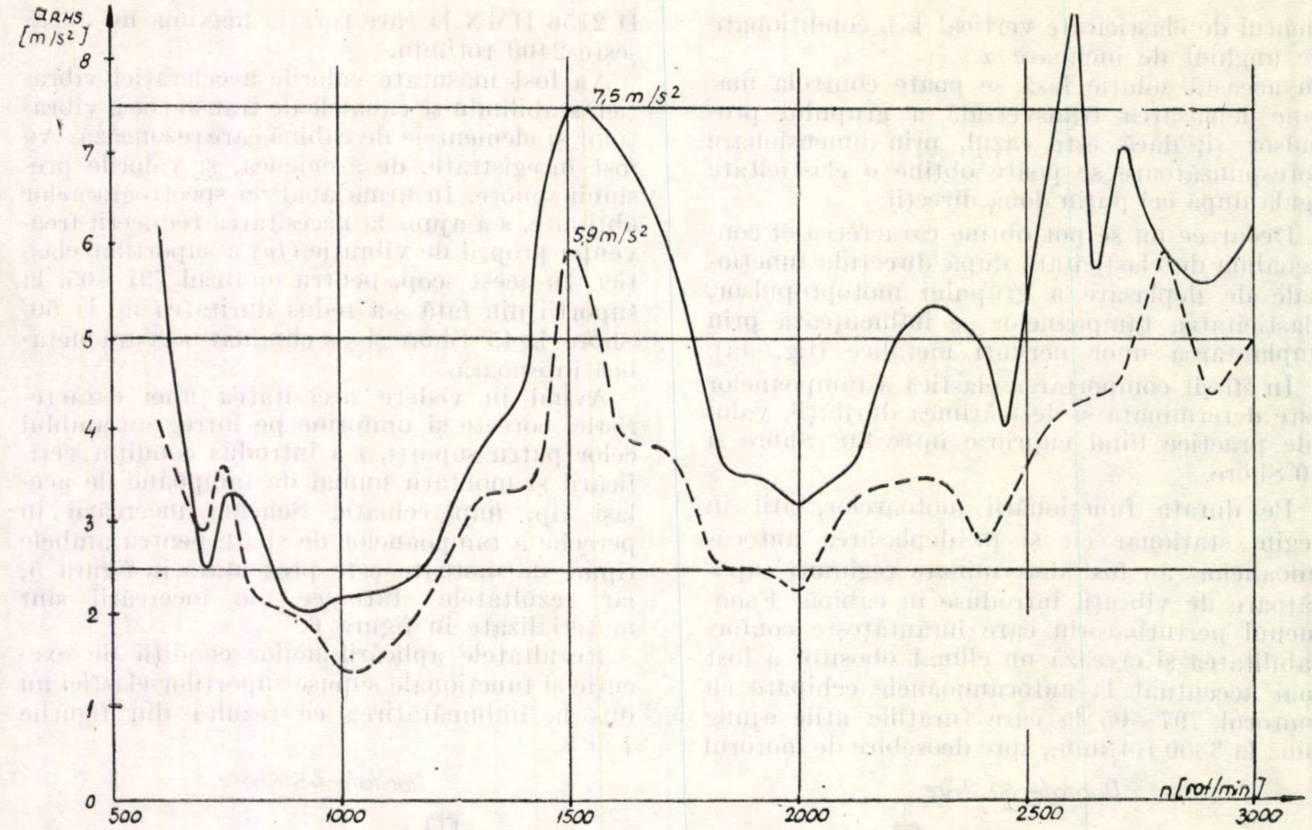


Fig. 7. Valoarea medie pătratică a accelerației măsurate pe volan
Legendă: —— tampoane inițiale ------ tampoane îmbunătățite

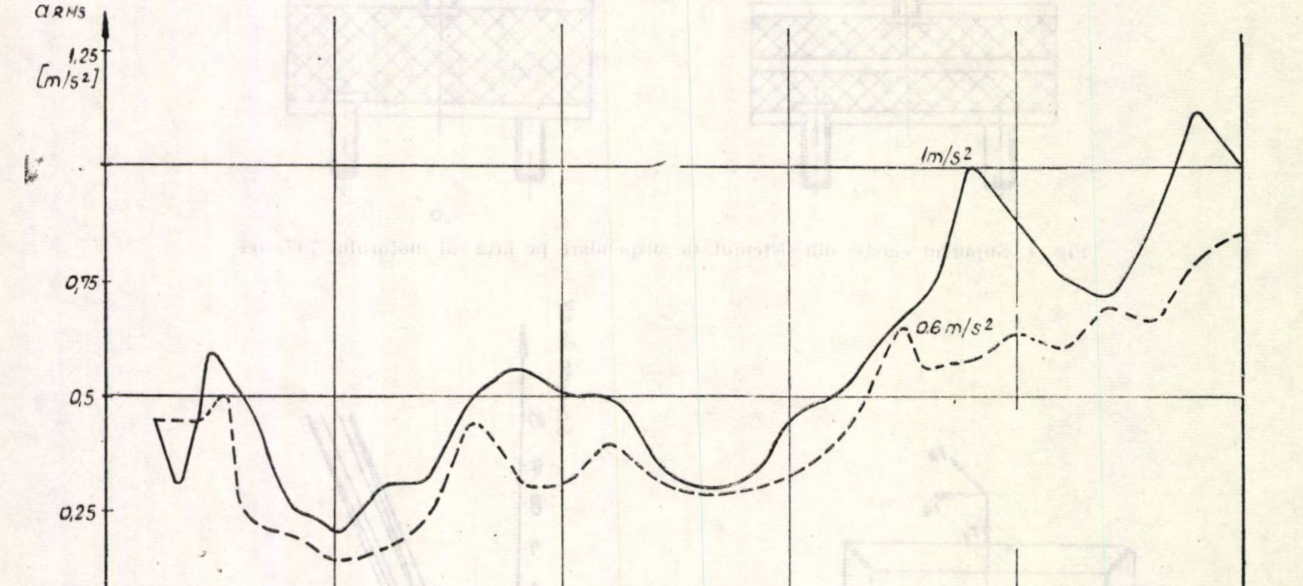


Fig. 8. Valoarea medie pătratică a accelerațiilor măsurate pe scaunul șoferului
Legendă: —— tampoane inițiale ------ tampoane îmbunătățite

Indicații de montaj

Este necesar să se ia în considerare că eficiența condițiilor prezentate privind tampoanele elastice poate fi anulată dacă nu se respectă unele condiții obligatorii de montaj, cum sînt:

1. Montarea grupului motopropulsor să se facă fără pretensionări ale suspensiilor. În caz contrar se înregistrează următoarele influențe:

— rigidizarea artificială a tampoanelor elastice, ceea ce duce la modificarea frecvenței proprii și a caracteristicii de lucru (constanta de forfecare și constanta de compresie);

— transmisibilitatea crește.

Practic aceste situaţii pot fi prevenite prin utilizarea posibilităţilor de reglaj a poziţiei elementelor de legătură dintre grupul motopropulsor şi şasiu.

2. După montajul grupului motopropulsor, să fie asigurate distanţele-minim necesare-între piesele metalice ale motorului şi ale şasiului, astfel încît limitarea deplasării grupului motopropulsor faţă de şasiu (la frînări de exemplu) să nu se realizeze brutal, ceea ce ar determina creşterea instantanee a solicitării mecanice.

3. La montaj să se utilizeze numai tampoane elastice, avînd caracteristică funcţională corectă şi uniformă pentru aceeaşi pereche.

Concluzii

Prin aplicarea consecventă şi în întregime a rezultatelor cercetării, expuse, s-a reuşit să se restrîngă zonele perturbatoare de zgomot şi vibraţie la autocamioanele ROMAN. Această acţiune se corelează la un proces corespunzător de îmbunătăţire a fonoizolării cabinei şi se asociază la execuţia şi verificarea corectă a sistemului de suspendare elastică a transmisiei cardanice.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * : Design Engineering, iunie, 1975.

[2] * * * : Noise Control, Aprilie 1976.

[3] * * * : Coni Metall gummi, Angst + Pfister SpA, Milano.

[4] * * * : Studiu ICPAT 20391/1975.

C.Z. 662.6/8

Aparat pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil realizat la I.C.P.A.T. — Braşov

Ing. Nicolae PURŢUC – ICPAT – Braşov

În lumina sarcinilor trasate de Partid cu privire la, reducerea cheltuielilor valutare, o preocupare permanentă a colectivului nostru o constituie proiectarea şi realizarea cu forţe proprii a unor utilaje de înaltă tehnicitate pentru industria constructoare de maşini care să fie capabile să concureze utilaje similare produse pe piaţa mondială.

Una dintre aceste realizări o constituie aparatul automat pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil proiectat şi executat la ICPAT Braşov în premieră pe ţară.

Automatizarea procesului de măsurare a consumului de combustibil este necesară datorită preciziei ridicate, pe care o impune determinarea timpului de măsură şi a numărului de rotaţii efectuate de motor în timpul probei. Un alt element este de asemenea, necesitatea eliminării timpilor morţi care apar în cazul urmăririi de către operator a fiecărei secvenţe din ciclul de funcţionare a aparatului.

Eliminarea timpilor morţi este importantă în cazul utilizării aparatului la testarea motoarelor în producţia de serie.

În timpul efectuării probei de consum este necesară o menţinere cît mai precisă a regimului motorului testat.

Pentru ca valoarea consumului specific să fie cît mai concludentă pentru un anumit regim, preselectarea domeniului de măsură se face astfel încît timpul T, în care are loc măsurarea, să fie :

$$90 \text{ sec} \leqslant T \leqslant 90 \text{ sec (de regulă 1 minut).}$$

Aparatul pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil realizat la ICPAT este prezentat în figura 1.

Elementele sale componente sînt dispozitivul de cîntărire împreună cu electroventilele S_1 şi S_2, blocul electronic de comandă cu cronometrul şi numărătorul de ture şi ruptorul de presiune împreună cu cele două filtre F_1 şi F_2.

Apelînd la logica binară în care se consideră numai procesele care pot fi descrise cu ajutorul propoziţiunilor grupate în cupluri care se exclud mutual, vom defini prin cifra binară „0" propoziţie falsă, iar prin cifra „1" propoziţia adevărată.

Considerăm ca variabile de intrare binare stările butonului de pornire P, prima balansare a braţului pîrghiei dispozitivului de cîntărire B_1 şi a doua balansare B_2, iar ca mărimi de ieşire stările electroventilelor S_1, S_2, a electromagnetului E şi a cronometrului şi numărătorului de ture.

Evoluţia secvenţială impusă anterior de logica procesului, respectiv funcţia de transfer a sistemului, rezultă în tabelul combinaţional (fig. 4), care reprezintă dependenţa variabilelor de ieşire de cele de intrare. Comportarea temporală este relevată de matricea fazelor.

Schema de principiu a circuitului electronic

Funcţia de transfer a sistemului este realizată de schema de principiu a circuitului electronic din figura 2.

Părţile componente ale schemei sînt : P butonul de pornire al măsurării ; B_1, B_2, B_3 — circuite basculante bistabile ; b_0 — butonul de iniţializare ; $A_1A_2A_3$ — amplificatoare de curent continuu care acţionează releele $R_{01}R_{02}R_{03}$; A — circuitul de formare a semnalului fotodiodei ; S_1 şi S_2 — cele două electroventile ; E — electromagnetul din dispozitivul de cîntărire ; T şi N reprezintă cronometrul şi numărătorul de ture şi T_i circuit de întîrziere.

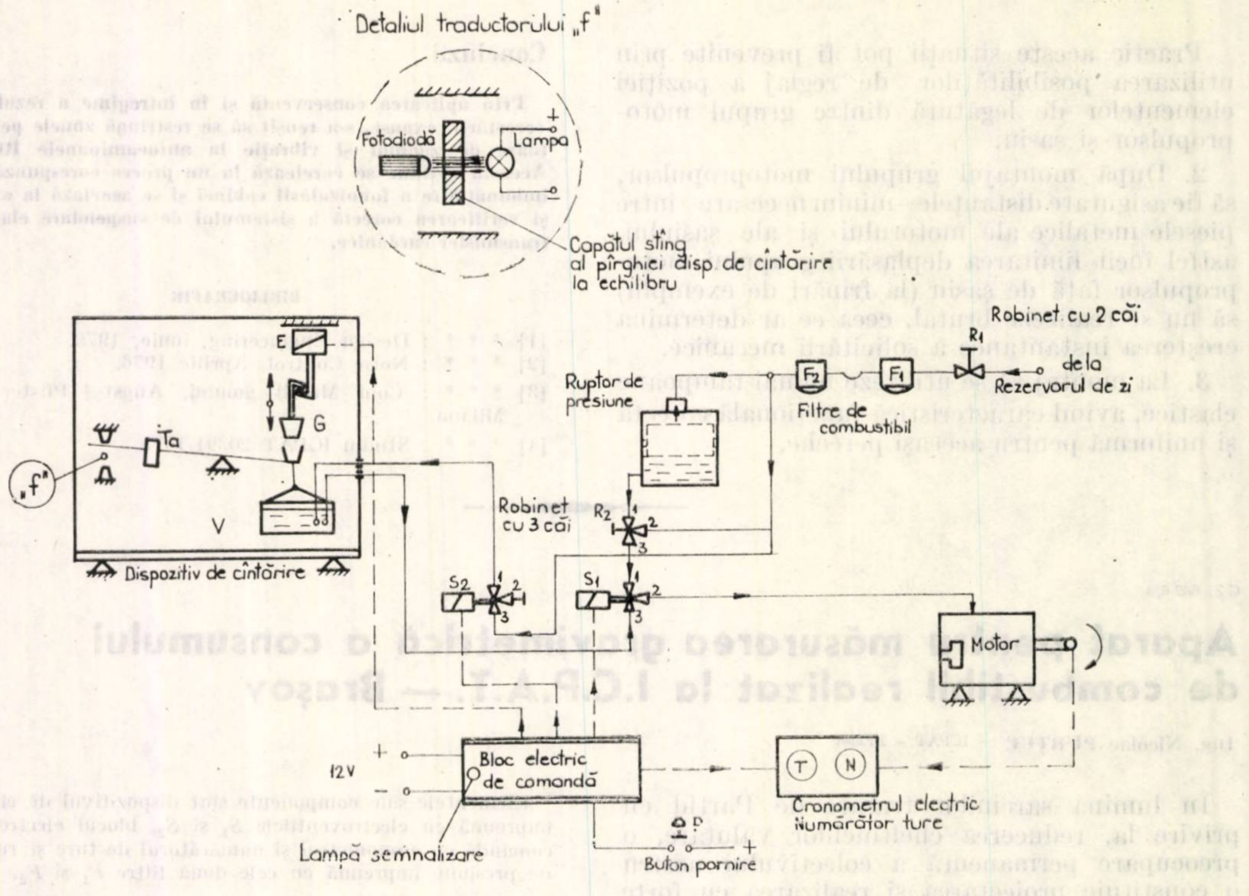


Fig. 1. Aparat pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil realizat la ICPAT

Schema electronică execută toate operațiile din momentul comenzii date cu butonul *P*, inclusiv pregătirea aparatului pentru o nouă măsurare. Starea inițială a celor trei circuite basculante bistabile este cea din figura 2 respectiv 0—1.

Funcționarea schemei electronice din figura 2 poate fi ușor înțeleasă dacă urmărim diagrama de impulsuri din figura 3.

Schema funcționează cu „logica negativă", adică tensiunea „0—logic" este apropiată de tensiunea 0„-reală", iar tensiunea „l-logic" este o anumită tensiune negativă.

Circuitul electric utilizat (fig. 2) face parte din categoria circuitelor secvențiale cu reacții prin circuite basculante. Circuitele basculante au în acest caz rolul de memorie temporală, destinate să memorizeze valorile excitațiilor secundare în timpul duratei unei secvențe a ciclului de funcționare.

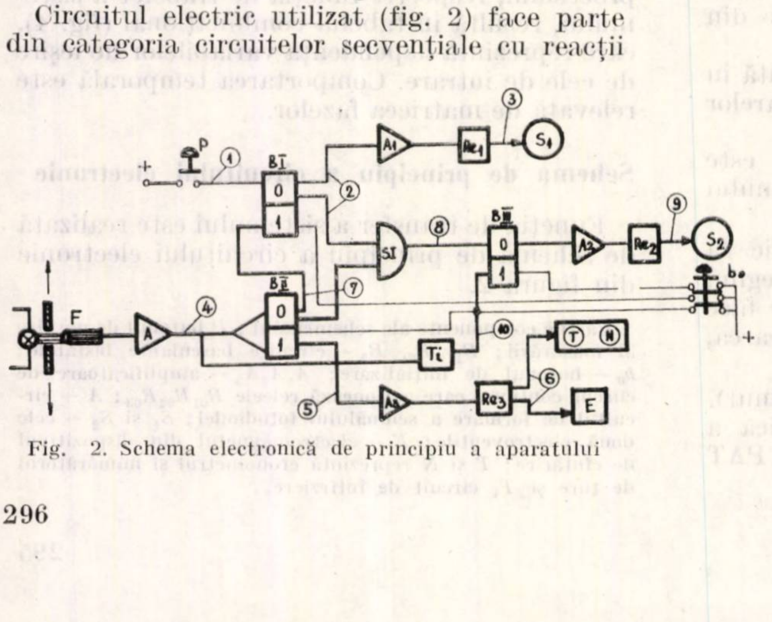


Fig. 2. Schema electronică de principiu a aparatului

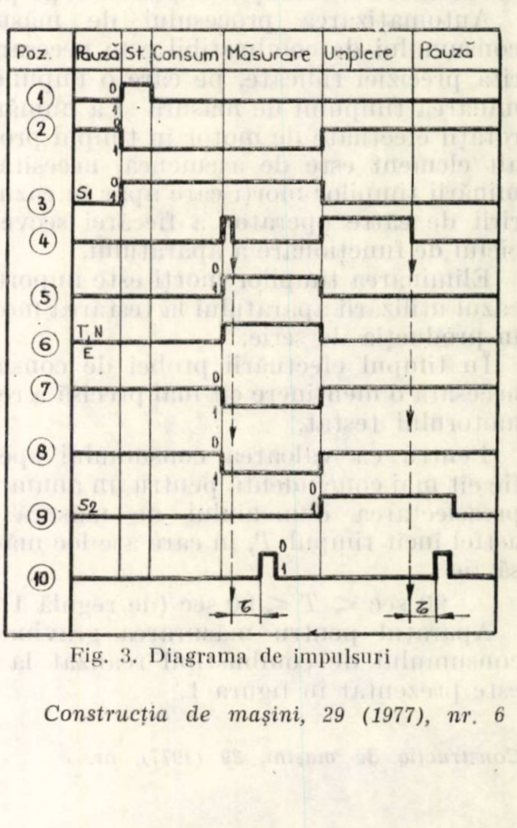
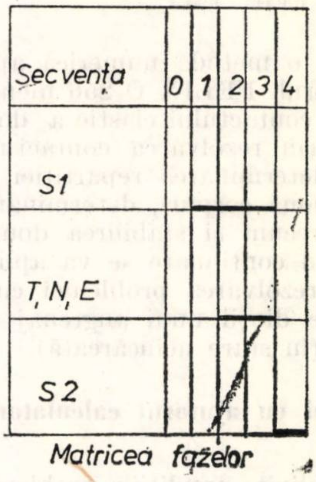


Fig. 3. Diagrama de impulsuri

B I și *B* II sînt circuite basculante cu două intrări, iar *B* III face parte din categoria circuitelor basculante cu comandă simetrică. Semnalele de comandă (poz. 1—4, fig. 2, fig. 3) sînt impulsuri asincrone, iar semnalele de ieșire corespunzătoare sînt nivele asincrone (poz 3, 5, 6, 9— fig. 2, fig. 3). Schema circuitului electronic a fost realizată cu elemente discrete de producție indigenă. O atenție deosebită a fost acordată protecției circuitului electronic la semnale electrice perturbatoare prin ecranări și legări la masă prin ridicarea pragurilor de basculare și introducerea unor reacții de stabilizare.

Mărimea de intrare			S1	T N E	S2
P	neacționat	0	0	0	0
P	acționat	1	1	0	0
B1	Fotodiodă luminată	1	1	1	0
B1	Fotodiodă neluminată	0	1	1	0
B2	Fotodioda luminată	1	0	0	1
B2	Fotodiodă neluminată	0	0	0	1

Tabela combinațională



Matricea fazelor

Fig. 4. Matricea fazelor și tabelul combinațional

Aparatul pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil realizat la ICPAT Brașov a fost încercat conform instrucțiunilor de utilizare a Caietului de sarcini și omologat de către Institutul Național de Metrologie.

Domeniile sale de măsură sînt : 50 g, 100 g, 200 g, 300 g și 500 g, precizia de măsurare este :

– pentru 50 g ± 1,5 %
– pentru 100 – 500g ± 1 %

Aparatul a intrat în producția de serie pentru dotarea standurilor de rodaj motoare.

Concluzii

● **Aparatele pentru măsurarea consumului de combustibil, sînt instrumente necesare în construcția, cercetarea și producția de motoare termice.**

● **Aparatele pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil sînt aparate mai precise cu posibilități de măsurare într-un domeniu mai mare decît aparatele volumetrice. Ele pot fi utilizate la măsurarea cu precizie a debitelor constante în diverse instalații care utilizează lichide cu proprietăți apropiate celor ale combustibilului lichid.**

● **Din punct de vedere al performanțelor, aparatul pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil este comparabil cu produse similare cunoscute.**

● **Prin utilizarea circuitelor electronice integrate fabricate în țară devine posibilă realizarea unor aparate cu performanțe îmbunătățite și cu un preț de cost mai scăzut.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Greene, A. B., Lucas, G.G.* : The Testing of Internal combustibion engines.

[2] * * * : Catalog File – A.V.L. – Messtehnik – Edition 1972,

[3] *Ataka & Ce Ltd.* : Instrumentation for Automobile Industries.

[4] *Naslin, P.* : Circuite logice și automatizări secvențiale.

C.Z. 621.833.001.2

Contribuţii la calculul presiunii de contact la dinţii angrenajelor

Ing. Ciprian OLTEANU – ICPAT – Braşov

Lucrarea prezintă o metodă numerică aplicabilă pe calculatorul FELIX C 256 menită să rezolve problema contactului elastic a două corpuri oarecare. Prin rezolvarea contactului elastic se înţelege determinarea repartiţiei de presiuni între cele două corpuri, determinarea presiunii maxime precum şi stabilirea domeniului de contact. În continuare se va aplica această metodă la rezolvarea problemei contactului elastic între dinţii unui angrenaj cu contact punctiform (în stare neîncărcată).

Rezolvarea problemei cu ajutorul calculatorului numeric

Se consideră îndeplinite condiţiile problemei contactului elastic a două corpuri atunci cînd :

a — deformaţii sînt mici în raport cu mărimea corpurilor;
b — cele două corpuri respectă legile elasticităţii liniare;
c — suprafeţele sînt netede şi ecuaţiile ce le definesc au derivatele de ordinul I continue.

Fie cele două corpuri 1 şi 2 (fig. 1). $t - t$ reprezintă proiecţia planului tangent dus în punctul de contact.

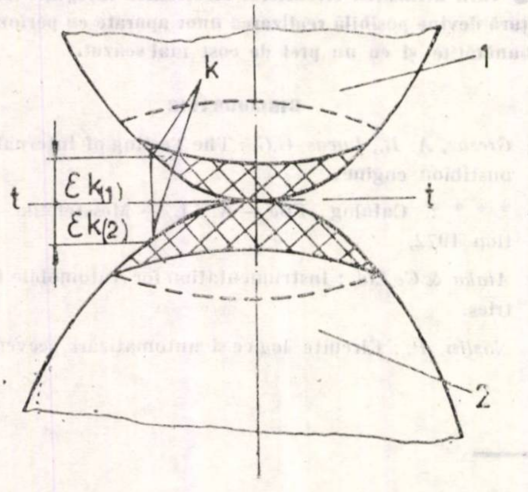


Fig. 1. Corpul 1 şi 2 în contact punctiform exterior

În urma contactului elastic cele două corpuri vor avea comună o anumită suprafaţă „S", deocamdată necunoscută. Se va discretiza suprafaţa presupusă de contact în „N" puncte. În aceste puncte acţionează forţele ce înlocuiesc presiunile pe suprafeţele finite.

Considerăm un punct „k" în zona presupusă de contact. În acest punct sînt valabile următoarele relaţii de compatibilitate a deformaţiilor (fig. 2), unde :

$W_{k(1)}$, $W_{k(2)}$ — deformaţia elastică a corpului 1, respectiv 2 în punctul „k";
$\delta = \delta_1 + \delta_2$ — deformaţia maximă cumulată a celor două corpuri;
$\varepsilon_{k(1)}$, $\varepsilon_{k(2)}$ — separaţia geometrică în punctul „k" a corpului 1 respectiv 2 ($\varepsilon_k = \varepsilon_{k(1)} + \varepsilon_{k(2)}$);

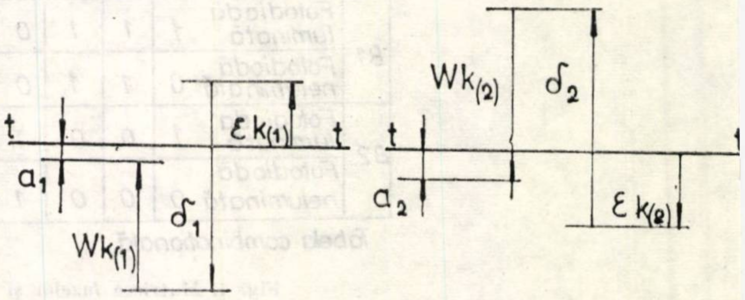


Fig. 2. Schema deformaţiilor pentru corpul 1 şi 2

Pot fi scrise următoarele relaţii :

$$a_1 = \varepsilon_{k(1)} - \delta_1 + W_{k(1)}$$

$$a_2 = -\varepsilon_{k(2)} + \delta_2 - W_{k(2)}$$

Dacă punctul ales este în zona de contact atunci

$$a_1 = a_2 \text{ şi deci :}$$

$$\varepsilon_{k(1)} - \delta_1 + W_{k(1)} = -\varepsilon_{k(2)} + \delta_2 - W_{k(2)}$$

Rezultă relaţia :

$$W_{k(1)} + W_{k(2)} + \varepsilon_k - \delta = 0$$

Dacă punctul ales este în afara zonei de contact este valabilă următoarea relaţie :

$$W_{k1)} + W_{k(2)} + \varepsilon_k - \delta > 0$$

Deci în general pentru toate punctele presupuse în zona de contact este valabilă relaţia :

$$W_{k(1)} + W_{(k2)} + \varepsilon_k - \delta \geqslant 0$$

Condiţia de echilibru

Suma tuturor forţelor f_k ce acţionează în punctele discrete ($k = 1, \dots N$) trebuie să echilibreze sarcina normală ce acţionează pe corpurile de contact (fie notată cu P).

Se respectă deci relația :

$$\sum_{j=1}^{N} f_j = P$$

Criteriile de contact

Inegalitatea arătată mai sus poate fi transformată într-o egalitate introducînd o nouă variabilă y_k.

Relația devine :

$$W_{k(1)} + W_{k(2)} + \varepsilon_k - \delta - y_k = 0$$

unde :

$$y_k \geqslant 0$$

Criteriile de contact sînt :

Dacă $y_k = 0$, atunci $f_k \geqslant 0$
Dacă $y_k > 0$, atunci $f_k = 0$

Punctele pentru care $f_k \geqslant 0$ vor defini suprafața de contact, iar valorile acestor forțe, împărțite la suprafețele pe care acționează, vor determina presiunile de contact.

Deoarece ambele corpuri satisfac legile elasticității liniare, deformația elastică la punctul „k" este o sumă liniară a influenței tuturor forțelor f_j acționînd între fețe. Deci :

$$W_k = \sum_{j=1}^{N} ak_j f_j, \text{ unde } a_{kj} = \frac{(1-\nu^2)}{\pi E\, d_{kj}}$$

ν — coeficientul lui Poisson ;
E — modulul de elasticitate ;
d_{kj} — distanța de la punctul „k" la „j" ;
a_{kj} — deformația din „k" datorită forței în punctul „j".

Problema de contact poate fi rezolvată găsind o soluție (F, δ, Y), care să verifice relațiile :

$SF + E\delta + IY = \varepsilon$, cu condițiile : $f_k = 0$ sau $y_k = 0$
$E^T F = P$, cînd : $f_k \geqslant 0$; $y_k \geqslant 0$; $\delta \geqslant 0$, unde :

S — mtaricea coeficienților influenței forțelor ;

$$S = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & \dots & S_{1N} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ S_{N1} & S_{N2} & \dots & S_{NN} \end{bmatrix} \text{ unde } S_{kj} = a_{kj}(1) + a_{kj}(2)$$

E — matricea coloană unitate ;
E^T — matricea coloană transpusă ;
I — matricea diagonală unitate ;
F — mtaricea coloană a forțelor ;
Y — matricea coloană a variabilelor y_k ;
ε — matricea coloană a separațiilor inițiale.

Desfășurat relațiile pot fi scrise astfel :

f_1	$f_2 \dots\dots f_{N-1}$	f_N	y_1	$y_2 \dots y_N$	δ	
$-S_{11}$	$-S_{12} \dots -S_{1N-1}$	$-S_{1N}$	1	$0 \dots 0$	1	$=\varepsilon_1$
$-S_{21}$	$-S_{22} \dots -S_{2N-1}$	$-S_{2N}$	0	$1 \dots 0$	1	$=\varepsilon_2$
$-S_{N1}$	$-S_{N2} \dots -S_{NN-1}$	$-S_{NN}$	0	$0 \dots 1$	1	$=\varepsilon_N$
1	$1 \dots 1$	1				$=P$

cu condițiile :

$f_k = 0$ sau $y_k = 0$ și $f_k \geqslant 0$; $y_k \geqslant 0$ și $\delta \geqslant 0$.

S-a ajuns la un sistem de „m" ecuații cu „p" necunoscute la care se adaugă o serie de condiții de nenegativitate.

Rezolvarea acestui sistem, care duce la soluția problemei de contact (F, Y, δ), se poate face prin metoda de programare liniară **simplex**. Pentru aceasta se vor adăuga sistemului „$n+1$" variabile „z" ce se impun a fi nenegative, [1].

Se formează funcția care poartă numele de funcție-obiectiv :

$$Z = \sum_{j=1}^{N+1} Z_j$$

Problema care se pune este găsirea unei soluții formate dintr-un vector cu „m" elemente pentru care această funcție este minimă.

Soluția care verifică sistemul și condițiile de nenegativitate se numește soluție de bază, admisibilă. În bază la un moment dat sînt „m" necunoscute diferite de zero. Numărul bazelor este foarte mare cînd „m" și „p" sînt mari. Procedeul de programare liniară **simplex** dă o metodă de aflare a soluției optime urmînd următoarea cale :

— se determină o bază (o soluție de bază) inițială, admisibilă ;

— se stabilește un procedeu care permite să se treacă de la o bază la alta, prin această schimbare de bază obținîndu-se o valoare mai mică a funcției-obiectiv ;

— se oprește procedeul iterativ (trecerea de la o bază la alta) în momentul cînd nu mai este posibil să se micșoreze funcția-obiectiv.

În schema logică dată în figura 3 se indică modul de alcătuire a matricei sistemului ce urmează să fie rezolvat prin metoda **simplex.**

Nu s-a indicat schema logică desfășurată de rezolvare prin metoda **simplex.** Aceasta urmează calea clasică, cu următoarea modificare : se va introduce o instrucțiune care să permită păstrarea în bază numai a uneia din variabilele „f" sau „y" corespunzătoare unui punct, respectîndu-se deci condițiile :

Dacă $y_k = 0$ atunci $f_k \geq 0$

Dacă $y_k > 0$ atunci $f_k = 0$

Separațiile geometrice ε_i se calculează în „subrutina separațiilor inițiale".

Metoda indicată de rezolvare a problemei de contact pe cale numerică este generală. Speci-

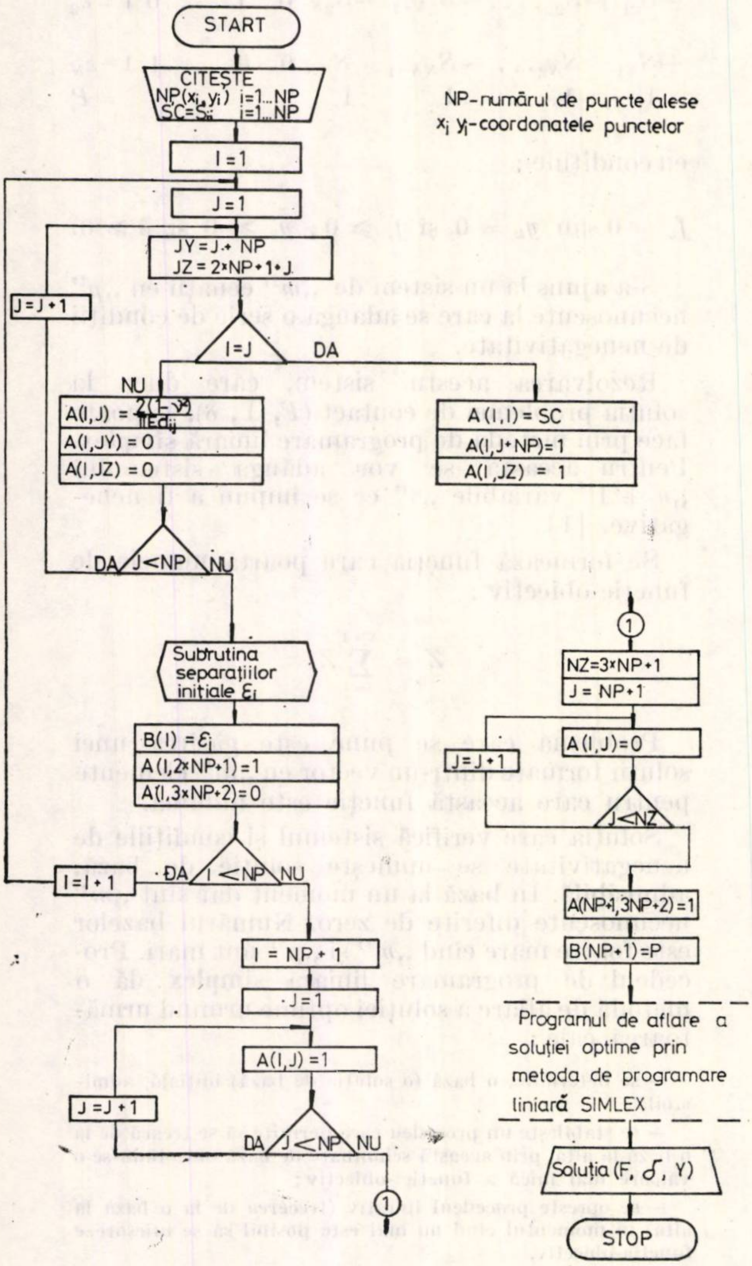


Fig. 3. Schema logică a programului de rezolvare a problemei contactului elastic pe cale numerică.

fică pentru fiecare caz particular este „subrutina separațiilor geometrice".

Determinarea separațiilor geometrice pentru un angrenaj cu contact punctiform

Una din căile de urmat pentru determinarea spațiilor geometrice este următoarea :

— se vor determina pe cale pur geometrică, sau din considerente din teoria angrenării curburile principale a suprafețelor celor doi dinți în punctul de contact a acestora ;

— se vor determina direcțiile principale în punctul de contact. Acestea se exprimă cu vectorii.

$$d\bar{r}_1 = dv_1\left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial u_1}\frac{du_1}{dv_1} + \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial v_1}\right) \text{ pentru suprafața 1}$$

$$d\bar{r}_2 = dv_2\left(\frac{\partial \bar{r}_2}{\partial u_2}\frac{du_2}{dv_2} + \frac{\partial \bar{r}_2}{\partial v_2}\right) \text{ pentru suprafața 2,}$$

în care $\bar{r}_1$ și $\bar{r}_2$ sînt ecuațiile vectoriale ale celor două suprafețe.

Notînd pe $\frac{d_{u_1}}{d_{v_1}} = m_1$ și $\frac{d_{u_2}}{d_{v_2}} = m_2$, unghiul dintre cele două direcții principale, după cum se arată în [3], se va exprima prin :

$$\cos 2\alpha = \frac{\left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial u_1} m_1 + \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial v_1}\right)\left(\frac{\partial \bar{r}_2}{\partial u_2} m_2 + \frac{\partial \bar{r}_2}{\partial v_2}\right)}{\sqrt{E_1 m_1^2 + 2F_1 m_1 + G_1}\sqrt{E_2 m_2^2 + 2F_2 m_2 + G_2}}$$

unde

E_1, F_1, G_1 — sînt coeficienții primei forme fundamentale pentru prima suprafață ;

E_2, F_2, G_2 — sînt coeficienții primei forme fundamentale pentru a doua suprafață.

Odată determinate curburile principale, direcțiile principale precum și unghiul dintre direcțiile principale se vor putea calcula separațiile ε necesare în programul de calcul. Astfel, se va considera un corp delimitat de suprafața Σ în contact punctiform cu planul P în punctul M (fig. 4). Se consideră starea cînd asupra corpului nu acționează nici o sarcină. Fie axele x și y orientate după direcțiile principale.

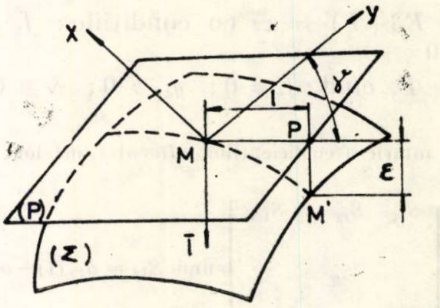


Fig. 4.

În [2] pag. 186 se demonstrează că separația ε se poate exprima cu relația :

$$\varepsilon = \frac{1}{2} k l^2$$

unde :

k — curbura normală după o secţiune orientată la unghiul γ faţă de direcţia principală (secţiune unde se va calcula separaţia).

Cunoscîndu-se curburile principale, curbura după o direcţie oarecare γ se calculează după formula lui Euler.

$$K = K_{11} \cos^2 \gamma + K_{12} \sin^2 \gamma$$

Se consideră cele două corpuri în contact. În planul tangent (T) (fig. 5) comun în punctul de contact M apar axele x_1oy_1 şi x_2oy_2 orientate după curburile principale k_{11} şi k_{21} ale suprafeţelor Σ_1 şi Σ_2.

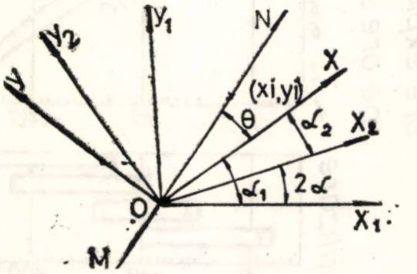


Fig. 5.

Unghiul 2 α este unghiul dintre direcţiile principale ale celor două suprafeţe care au fost calculat anterior.

$$\alpha_1 = \alpha + \beta$$

$$\alpha_2 = -\alpha + \beta$$

Unghiul β se calculează cu relaţiile :

$$\sin 2\beta = -[(G_1 - G_2) \sin 2\alpha] \frac{1}{\sqrt{\Delta}}$$

$$\cos 2\beta = [(G_1 + G_2) \cos 2\alpha] \frac{1}{\sqrt{\Delta}}$$

unde, după cum se indică în lucrarea [4],

$$G_1 = \frac{1}{2}(K_{12} - K_{11}) \text{ şi } G_2 = \frac{1}{2}(K_{22} - K_{21})$$

$$\Delta = G_1^2 + G_2^2 + 2\, G_1 G_2 \cos 4\alpha$$

Se consideră xoy sistemul în care studiem contactul. Se va determina separaţia pentru un punct de coordonate (x_i, y_i) aşezat pe o direcţie care face unghiul θ faţă de axa ox. Pentru suprafaţa Σ_1 aceasta se exprimă :

$$\varepsilon_{i1} = \frac{1}{2} k_{i1} l_i^2,$$

unde :

$$k_{i1} = k_{11} \cos^2 (\theta + \alpha_1) + k_{12} \sin^2 (\theta + \alpha_1)$$

de unde :

$$\varepsilon_{i1} = \frac{1}{2}[k_{11} \cos^2 (\theta + \alpha_1) + K_{12} \sin^2 (\theta + \alpha_1)] (x_i^2 + y_i^2)$$

Similar pentru suprafaţa Σ_2:

$$\varepsilon_{i2} = \frac{1}{2}[k_{21} \cos^2 (\theta + \alpha_2) + K_{22} \sin^2 (\theta + \alpha_2)] (x_i^2 + y_i^2)$$

Separaţia iniţială în punctul ales va fi :

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{i1} + \varepsilon_{i2} \text{ (corpuri în contact exterior).}$$

Concluzii

În prima parte a lucrării s-a prezentat o metodă numerică aplicacabilă pe calculatorul FELIX C 256 menită să rezolve problema contactului elastic a două corpuri, care permite determinarea repartiţiei de presiuni între cele două corpuri, presiunea maximă şi domeniul de contact. Metoda descrisă este generală, aplicabilă la mecanisme unde apar suprafeţe de contact (came, roţi dinţate etc).

În partea a doua s-a indicat pentru angrenajele cu contact punctiform metoda de determinare a separaţiilor geometrice necesare rezolvării contactului elastic. La aceste angrenaje este de cea mai mare importanţă mărimea şi poziţia petei de contact (domeniul de contact). Prin metoda prezentată se pot analiza un mare număr de variante prin care se studiază influenţa diferiţilor factori asupra petei de contact şi găsirea celor mai bune soluţii pentru fiecare caz în parte.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Corny, T. F, Seireg, A.* : A mathematical programming method for design of elastic bodies in contact. În : ,,Journal of Aplied Mechanics'', 1971.

[2] *Litvin, F.L.* : Teoria angrenărilor cu dinţi Nauca, Moscova, 1968.

[3] *Murgulescu, E. şi colab.* : Geometria analitică şi diferenţială, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1962.

[4] *Solomon, L.* : Elasticitatea liniară. Introducere matematică în statica solidului elastic. Editura Academiei R.S,R., Bucureşti, 1969.

C.Z. 629.113. : 621.431.73

Filtre de aer pentru motoare de autovehicule

Ing. Petra ALEXANDRESCU – ICPAT – Brașov

Importanța filtrării pentru motoare cu ardere internă

Concepțiile moderne în construcția de motoare cu ardere internă pentru autovehicule sînt orientate spre obținerea de puteri mari, cu gabarite și greutăți reduse ale motoarelor și o durată mare de funcționare.

Pentru menținerea performanțelor motorului și creșterea durabilității în exploatare se impune ca uleiul din sistemul de ungere al motorului să-și păstreze calitățile sale de lubrifiere și să rămînă curat, deoarece jocurile minime de montaj al pieselor motorului pot deveni în timpul funcționării de ordinul 10...20 μ m, iar particulele de impurități de mărime peste 10 μ m au un efect abraziv asupra pieselor motorului, uzîndu-le rapid.

Impuritățile pot ajunge în uleiul din motor pe următoarele căi :

— prin uleiul de ungere introdus în motor ;

— prin aerul aspirat necesar arderii precum și prin aerisirea carterului ;

— prin combustibilul folosit.

De aceea, pentru a evita pătrunderea impurităților în motor, este necesar să se realizeze o filtrare eficace a aerului aspirat, a combustibilului și a lubrifiantului introdus în motor.

S-a constatat că cea mai mare parte a impurităților (peste 90 %) pătrund în motor prin aerul aspirat pentru ardere, de unde rezultă importanța deosebită a filtrelor de aer.

Filtre de aer

Conținutul de praf în aer [1], în timpul exploatării, pentru diverse autovehicule este (fig. 1) :

— mașini agricole de 0,0006 g/m^3 ... 0,010 g/m^3 ;

— tractoare agricole de 0,0014 g/m^3 ... 0,040 g/m^3 ;

— încărcător pe roți de 0,090 g/m^3 ... 0,120 g/m^3 ;

— tractor cu șenile de 0,020 g/m^3 ... 0,140 g/m^3.

În aceeași figură se arată și un raport intre orele de funcționare a unui filtru pe stand cu o impurificare de 0,88 g/m^3 și orele din exploatare. De acest raport se poate ține seama numai estimativ, deoarece orele de funcționare a unui filtru în exploatare depind de concentrația prafului, care se poate determina numai printr-o cercetare.

Filtrele de aer trebuie să fie eficace și să rețină particule de impurități foarte fine, de la 200 μm pînă la < 10 μm. Un filtru de aer necorespunzător, provoacă uzura prematură a cămășii cilindrului motorului. În figura 2 se poate observa importanța filtrului de aer pentru buna funcționare a motorului [2]. Motorul a funcționat circa 50 ore cu filtru și fără filtru, introducîndu-se o cantitate de praf în aerul aspirat.

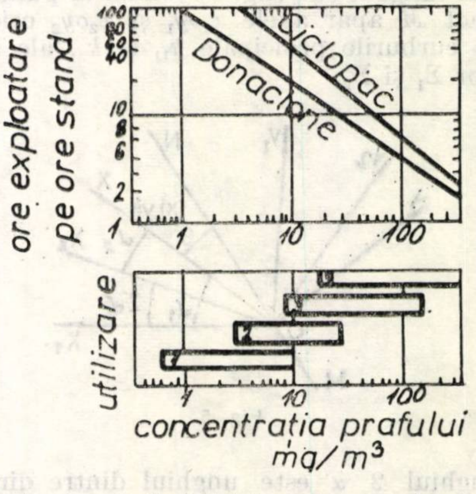


Fig. 1. Diagrama conținutului de praf pentru diverse autovehicule.

1 – mașini agricole
2 – tractoare agricole
3 – încărcător pe roți
4 – tractor cu șenile

Fig. 2. Diagrama uzurii cămășii cilindrilor în funcție de cantitatea de praf introdusă în cilindri.

a – fără adaos de praf
b – introdus 325 g/m^3 praf prin filtru de aer
c – introdus 125 g/m^2 praf fără filtru de aer

În cazul funcționării motorului cu filtru de aer (curba b), uzura cămășii este mai mică decît în cazul funcționării motorului fără filtru (curba c), deși cantitatea de praf introdusă în motor a fost de trei ori mai mare.

FILTRE DE AER EXISTENTE ÎN FABRICAȚIE — Tabelul: 1

Nr. crt	Reper	Tipul	Motorul pe care se utilizează	Caracteristica filtrului: Debit [m^3/min]	Căderea de presiune [mm H_2O]	Gradul de filtrare %	Intreprinderea producătoare
0	1	2	3	4	5	6	7
1	211.09.110	Cu baie de ulei, cu 1 element din fire capron	SR 211	9,1	132	98 %	IM Codlea.
2	89.08301.6008	Cu baie de ulei, cu 2 elemente filtrante din țesătură de sîrmă. cu prefiltrare prin ciclon.	SAVIEM 797-05 autocamion	7,3	180	98 ± 1 %	
3	89.08301.6801		SAVIEM 797-05 autobuz				
4	89.08301.6011	—"—	MAN 2156HMN8 autocamion	10	100	98±1 %	I.R.C. Brașov.
5	89.08301.6006			10	130		
6	89.08301.6002 89.08301.6004		2146 HM5U autobuz	10	140		
7	110.05.050	Filtru cu element filtrant cu hîrtie	D 110 tractor de 65 CP	4,8	200 ± 5	98,5...99 %	IM Codlea
8	115.05.011	Cu baie de ulei și 2 elemente filtrante din țesătură de ciorap, cu prefiltrare prin ciclon.	D 115-tractor 45 CP	2,77	150± 5	96 %	IM Codlea
9	110.05.028		D 110 – tractor	4,8	165± 5%	96 %	IM Codlea
10	105.05.030	Filtru cu element din hîrtie și multicicloane	D 105 – tractor 130 CP	7,5	150 ±15%	98,5...99 %	IM Codlea
11	81.08401.6010; 6014	Prefiltre cu filtrarea aerului prin centrifugare.	797 - 05 și 2156 HMN 8 2146 HM5U	10	110	50 %	IM Codlea
12	89.08401.6001						

Tipuri de filtre de aer executate în RSR

Clasificarea filtrelor. După procedeul de separare a particulelor de praf din aerul aspirat, există :

a – filtre de aer cu filtrare prin inerție ;
b – filtre de aer cu filtrare prin contact ;
c – filtre de aer cu filtrare centrifugală ;
d – filtre de aer cu filtrare directă de trecere.

După construcție, avem :

a – filtre uscate ;
b – filtre umede ;
c – filtre combinate.

Tipuri constructive. O filtrare eficientă a aerului aspirat se realizează cu filtre combinate, care pot fi :

a) filtre cu baie de ulei, cu unul sau două elemente, la care filtrarea se face prin contact și inerție precum și un filtru – ciclon cu filtrarea aerului prin centrifugare ;

b) filtre cu element din hîrtie, cu filtrarea aerului directă, de trecere prin masa hîrtiei – cu, sau fără, prefiltrare.

În tabelul 1 sînt trecute tipurile de filtre existente în fabricație, pentru motoarele de autovehicule și tractoare.

Contribuția ICPAT la realizarea și omologarea filtrelor de aer. Filtrele de aer 89.08.301.6006, 89.08.301.6002 și 6004, cît și prefiltrele – ciclioane 81.08401.6010 și 6014 au fost prelevate de ICPAT după piesele model.

Filtrele de aer 89.08301.6008, 6801 și 6011 au fost proiectate și cercetate pentru a se atinge parametrii ceruți.

S-au efectuat studii de determinare a caracteristicilor funcționale ale filtrelor în vederea omologării lor, studii pentru îmbunătățirea caracteristicilor de filtrare sau pentru verificări în cadrul probelor de tip.

Cercetarea filtrelor se efectuează pe un stand a cărui schemă de principiu este prezentată în figura 3. Această instalație este conformă STAS 9362–73, elaborat de ICPAT în 1972 și revizuit în 1976, cînd s-a ținut seama de recomandările ISO/TC 23/SC 2.

La cercetarea filtrelor se verifică următorii parametri funcționali :

a — capacitatea de menținere a uleiului la debitul nominal cu filtrul în poziție verticală, sau înclinat la unghiul de funcționare în exploatare ;

b — caracteristica hidraulică — $\Delta P = f(Q)$, în [mm H_2O] ;

c — eficiența filtrării prin determinarea :

1. c) a gradului de filtrare după formula 1 ;

$$\varphi = \left(1 - \frac{Q + q}{q} \cdot \frac{\Delta g}{\Delta G}\right) 100\ \% \qquad (1)$$

unde :

Q = debitul de aer în conducta principală, în m^3/s ;

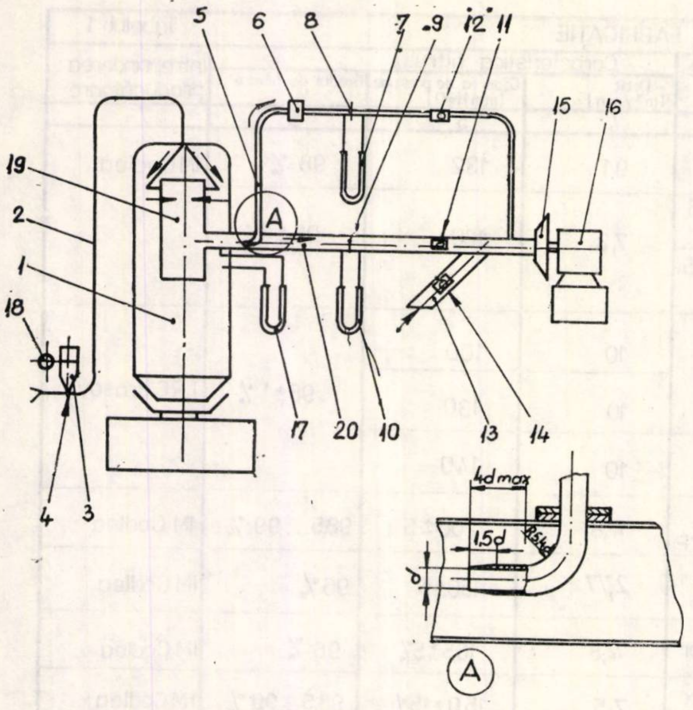


Fig. 3. Instalaţie pentru încercat filtre de aer.

1 — cameră de praf
2 — conductă de aer comprimat
3 — dozator de praf (alimentator)
4 — duză pt. scurgerea prafului
5 — conductă pt. extragerea parţială (A)
6 — filtru absolut (cu reţinere totală)
7 — manometru diferenţial pt. controlul debitului pe conductă
8 — diafragmă (ajutaj)
9 — diafragmă (ajutaj)
10 — manometru diferenţial pt. controlul debitului pe conductă
11 — robinet cu clapetă pt. reglarea debitului
12 — robinet cu clapetă pt. reglarea debitului
13 — conductă de aspiraţie a ventilului
14 — robinet cu clapetă pt. reglarea debitului de aer aspirat de filtru
15 — ventilator
16 — motor
17 — manometru pt. măsurarea căderii de presiune pe filtru
18 — manometru de aer pt. alimentatorul de praf
19 — filtru de încercat
20 — conducta principală de evacuare a aerului

q = debitul de aer în conducte de extragere parţială, în m^3/s;

Δg = creşterea în greutate a cartuşului filtrant absolut, în [gF];

G = creşterea în greutate a filtrului, în [gf].

2, c) a caracteristicii de îmbîcsire — prin determinarea numărului de ore în funcţionare pînă la atingerea căderii de presiune pe filtru, admisă pentru motor, ca rezistenţă critică atunci cînd filtrul trebuie curăţat, dacă este cu baie de ulei sau cînd trebuie, schimbat, elementul filtrant, dacă este cu element din hîrtie.

Datele obţinute în timpul încercărilor sînt trecute în diagrame, conform figurilor 4, 5, 6, 7.

Tendinţa dezvoltării filtrelor de aer

Deoarece o filtrare necorespunzătoare a aerului, a uleiului şi a combustibilului unui motor cu ardere internă provoacă uzura pieselor lui, scoţîndu-l pentru un timp de funcţionare, trebuie ca filtrele montate pe motor, atît cele de aer şi de ulei cît şi de combustibil, să fie eficace şi întreţinute corect.

În tabelul 2 se poate observa influenţa folosirii unui filtru de aer, cu o filtrare necorespunzătoare cît şi filtrarea uleiului insuficientă, asupra uzurii cămăşii cilindrului în timpul funcţionării motorului (după o lucrare prezentată la o conferinţă SIA).

Din tabel se vede că în cazul utilizării unui filtru de aer cu un grad de filtrare de 99 % şi

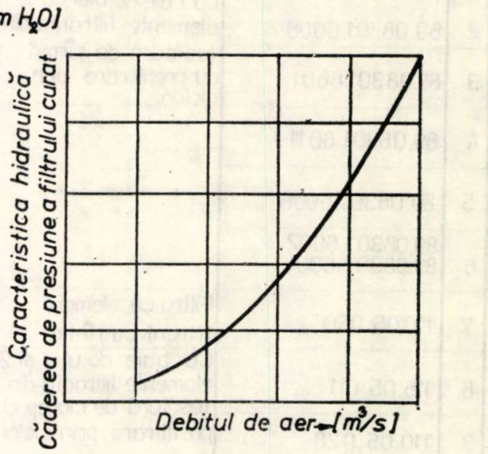


Fig. 4. Variaţia căderii de presiune cu debit de aer.

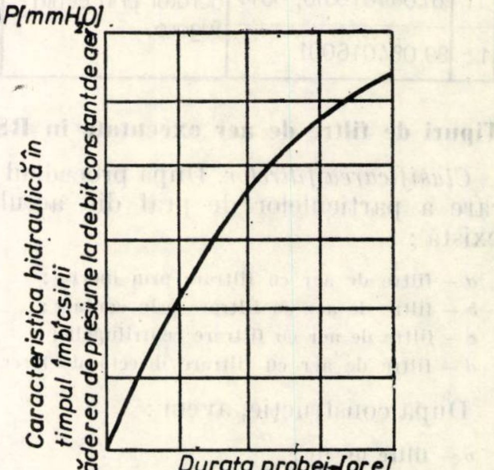


Fig. 5. Variaţia căderii de presiune în timp la debit normal.

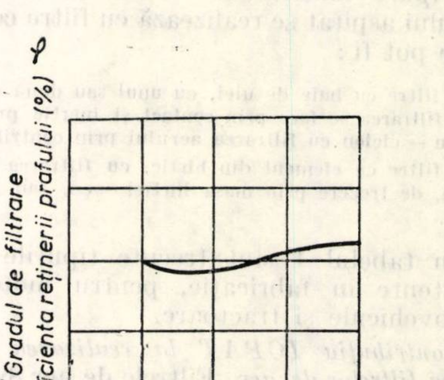


Fig. 6. Eficienţa filtrului la debit constant.

a unui filtru de ulei montat în serie, motorul are uzuri mai mici (în raport de 1/3) față de cazul cînd funcționează cu un filtru de aer cu un grad de filtrare de 70 %.

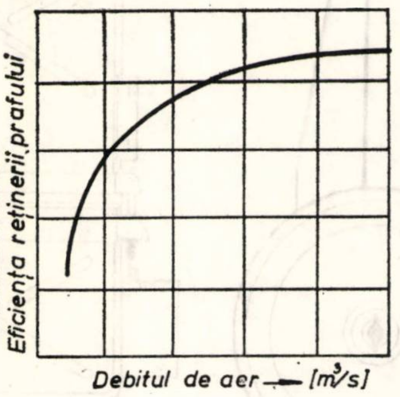


Fig. 7. Variația eficienței reținerii prafului cu debit de aer

filtru. Această valoare variază în funcție de proporția particulelor mari în aerul aspirat.

Filtrele cu baie de ulei cînd s-au îmbîcsit trebuie întreținute prin spălarea elementelor filtrante cu spirt alb și suflarea lor cu aer, iar uleiul din baie trebuie înlocuit cu ulei curat, după ce în prealabil s-a curățat baia de impurități.

Filtrele cu element din hîrtie cînd s-au îmbîcsit permit trei sau patru curățiri în funcție de mărimea elementului filtrant și de căderea de presiune admisă la îmbîcsire, pînă la înlocuirea elementului cu unul curat.

Această curățire se realizează prin scuturare, prin lovire verticală nu laterală, fără deteriorare și prin suflare cu aer la o presiune de 6 bari, din interior spre exterior, în lungul pliului, de sus în jos. Elementul din hîrtie se îmbîcsește foarte repede, în special la motoarele diesel, din cauza fumului de evacuare.

φ = Gradul de filtrare

Tabelul: 2

Uzura cămășii cilindrului	UM	Fără filtru de aer fără filtru de ulei	Cu filtru de aer avînd φ = 70%: Fără filtru de ulei	Cu filtru de aer avînd φ = 70%: Cu filtru de ulei derivație	Cu filtru de aer avînd φ = 70%: Cu filtru de ulei serie	Cu filtru de aer avînd φ = 99%: Fără filtru de ulei	Cu filtru de aer avînd φ = 99%: Cu filtru de ulei montat derivație	Cu filtru de aer avînd φ = 99%: Cu filtru de ulei montat serie
La PM Ī segment compresie superior	%	100	97	94	63	50	49	38
La PME segment raclor	%	100	83	83	21	25	25	7

Filtrele cu elemente din hîrtie au gradul de filtrare ridicat, de peste 99 %, din cauza posibilităților de filtrare a particulelor de pînă la 5 μm sau 2 μm. Acestea au și o cădere de presiune mică din cauza posibilității de realizare a unei suprafețe mari de filtrare. Din cauza caracteristicilor superioare de filtrare ale filtrelor cu elemente de hîrtie, în condițiile de exploatare de șantier sau agricultură unde se pot întîlni particule de praf foarte fine în proporție mare, tendința este de a se utiliza, în locul filtrelor cu baie de ulei, filtre cu elemente de hîrtie.

Pentru mărirea duratei de funcționare în exploatare a elementului filtrant din hîrtie se recomandă o filtrare a aerului inițială prin cicloane. Cicloanele pot reține cantități de praf între 70% și 58% din cantitatea aspirată de

Pentru a mări capacitatea de filtrare prin înlăturarea fumului de pe hîrtie, unele firme (Donaldson) recomandă, după o curățire conform celor arătate mai sus, spălare cu un detergent. Această spălare se pretează numai la utilizarea unei hîrtii speciale care permite și uscarea elementului la temperatură constantă de 50°C. Pentru micșorarea îmbîcsirii elementului datorită fumului, la evacuare, se recomandă o funcționare a motorului în limitele de fum.

Din cele arătate, rezultă că filtrele cu element din hîrtie sînt mai ușor de întreținut față de filtrele cu baie de ulei; din această cauză ele prezintă mai multă siguranță în exploatare. Prin utilizarea unui filtru de aer cu element din hîrtie în locul unui filtru cu baie de ulei (exemplu pe motorul 797—05 ce

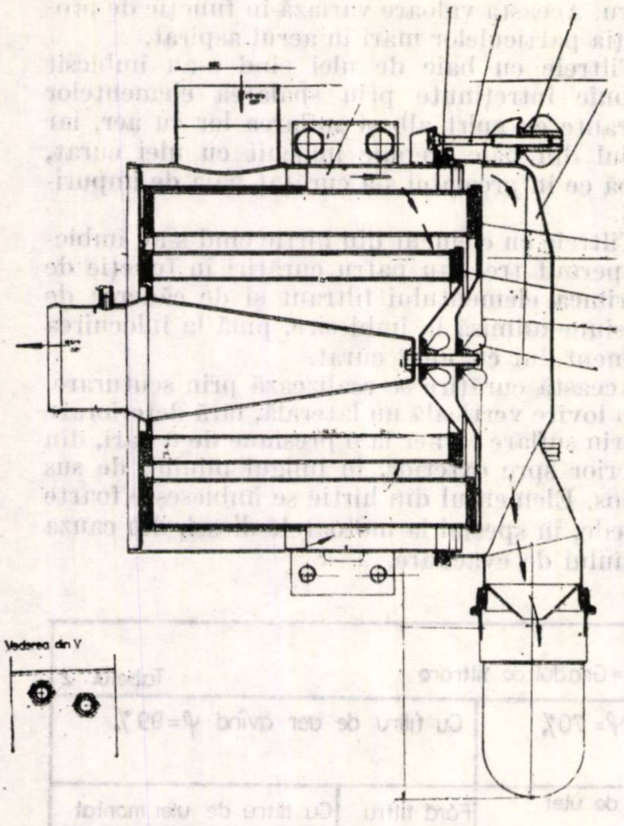


Fig. 8. Filtru de aer pt. debite de pînă la 7,3 m³/min.

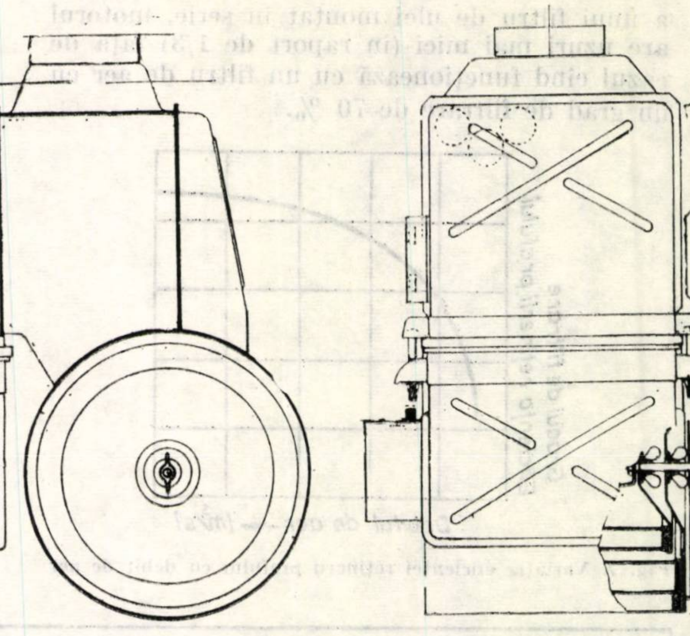


Fig. 9. Filtru de aer pt. debite de 10—12 m³/min.

echipează combina C. 12 GLORIA) se face şi o economie de ulei şi spirt alb. Se obţine astfel, o economie anuală pe combină de 456 lei (studiul ICPAT 10267/74): la acest calcul s-a ţinut seama şi de costul elementului filtrant de 66 lei/an (considerîndu-se înlocuirea elementului odată pe an).

ICPAT a proiectat un filtru de aer pentru debite pînă la 7,3 m^3/min cu element din hîrtie, cu capace din plastisol, conform figurii 8). Acest element asigură o etanşeitate bună şi un grad de filtrare de 99,5 %. Pentru filtre cu debit de aer de 10—12 m^3/min, ICPAT a proiectat filtrul din figura 9 cu filtrare iniţială prin multicicloane, destinat autobasculantelor grele şi tractoarelor pe şenile.

Concluzii

● **Asigurarea funcţionării motorului cu ardere internă cu aer, combustibil şi ulei curat, contribuie la o funcţionare mai bună şi la reducerea uzurii principalelor piese care determină durabilitatea lui.**

● **Cu toate acestea în practica de toate zilele nu se acordă atenţia cuvenită filtrelor, în ceea ce priveşte întreţinerea sau înlocuirea elementelor filtrante îmbicsite.**

● **Conţinutul de praf din aer — chiar pe şoselele asfaltate înălţime de 0,75 ... 1 m de la sol.**

● **Prin combinarea particulelor de praf cu uleiul de ungere se formează o pastă de şlefuit, care are un puternic efect abraziv asupra cilindrilor, segmenţilor supapelor, cuzineţilor fusurilor arborelui cotit etc.**

● **Încercările au arătat că 1 g de praf aspirat poate cauza în anumite condiţii o uzură de pînă la 10 µm a pereţilor cilindrilor.**

● **Acolo unde filtrarea aerului este bună, depunerile de calamină în motor se reduc simţitor. De aceea este bine să se dea toată atenţia utilizării şi întreţinerii filtrelor de aer.**

C.Z. 629.114:2

Probleme de stabilitate la tractoare cu şasiu articulat

Ing. Ulrich TEUTSCH – ICPAT – Braşov

Introducere

Tractoarele cu şasiu articulat reprezintă astăzi o soluţie constructivă foarte răspîndită, iar în unele domenii şi clase de putere-predominantă sau chiar exclusivă. Astfel, acest tip de tractor poate fi intîlnit ca tractor agricol, buldozer, încărcător frontal, tractor forestier.

La acest tip de tractor, stabilitatea transversală este variabilă în funcţie de unghiul de frîngere al şasiului, valoarea minimă atingîndu-se în situaţia cînd unghiul de frîngere este maxim (35–45°). Problema stabilităţii transversale este deosebit de importantă dacă are în vedere numărul mare şi gravitatea accidentelor rezultate îndeosebi prin răsturnarea transversală a tractoarelor [1], [3], [4], [5].

Pentru menţinerea unui contact permanent între cele patru roţi şi sol, la majoritatea tractoarelor actuale pe roţi, inclusiv cele cu şasiul articulat, este fixată rigid o punte de corpul tractorului (respectiv de unul din şasiuri la tractoarele cu şasiul articulat), iar cealaltă punte este fixată oscilant pe corpul tractorului (respectiv de celălalt şasiu). Puntea oscilantă se va putea roti faţă de o axă paralelă cu direcţia de deplasare a şasiului cu un unghi limitat în ambele sensuri. Limitarea unghiului de oscilare se realizează cu ajutorul unor tampoane.

Datorită acestui mod de fixare a punţilor, tractorul se va roti—în timpul unei răsturnări transversale—în jurul unei axe care trece prin punctul de contact cu solul al acelei roţi al punţii rigide care rămîne pe sol şi prin articulaţia punţii oscilante. În figura 1, dacă tractorul se răstoarnă spre dreapta, această axă corespunde cu dreapta CN şi dacă se răstoarnă spre stînga, corespunde cu dreapta DN. Cele descrise reprezintă faza întîia de răsturnare. În momentul în care şasiul se tamponează de punte, începe faza a doua de răsturnare, tractorul răsturnîndu-se acum în jurul axei BC respectiv AD. Aceste axe au fost denumite axe de răsturnare.

Tractorul va fi în echilibru atîta timp, cît momentul rezultant al forţelor ce acţionează asupra tractorului, faţă de axa de răsturnare, este opus atît sensului de răsturnare spre stînga, cît şi al răsturnării spre dreapta.

Factori de influenţă ai stabilităţii transversale

Stabilitatea transversală depinde de o serie de factori constructivi şi funcţionali.

Factorii constructivi sînt ecartamentul, ampatamentul, poziţia axei de oscilaţie a punţii poziţia centrului de greutate, greutatea tractorului, pneurile, poziţia articulaţiei şasiului şi şi alţii. Influenţa lor rezultă din relaţiile determinate în cadrul lucrării.

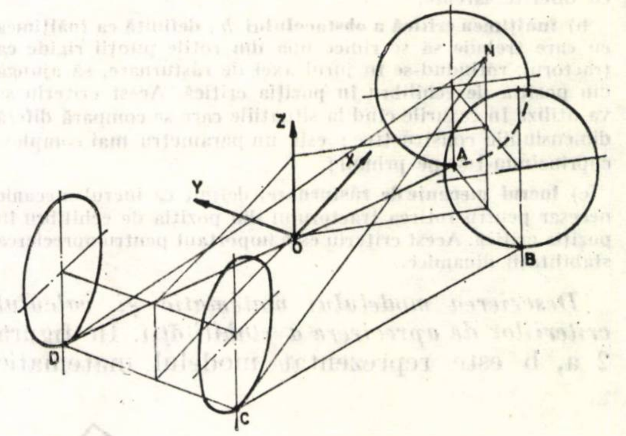


Fig. 1. Axele de răsturnare ale tractorului.

Factorii funcţionali sînt aceia care caracterizează modul şi condiţiile de deplasare ale tractorului. Dintre aceşti factori cei mai importanţi sînt următori: panta terenului, microrelieful drumului, viteza de deplasare, forma traiectoriei, forţele exterioare (forţa de tracţiune) şi unghiul de frîngere al şasiului.

Metoda analitică de calcul al stabilităţii transversale a tractorului cu şasiu articulat

Consideraţii de bază. Scopul lucrării este determinarea unor criterii de apreciere a stabilităţii transversale şi stabilirea unor relaţii analitice de calcul care să permită constructorului să cunoască în ce măsură parametrii constructivi adoptaţi influenţează stabilitatea transversală a tractorului.

Metoda este comparativă, neavînd deci ca scop determinarea unor performanţe absolute de stabilitate, s-a considerat numai stabilitatea statică a tractorului. Prin aceasta se exclud o serie de factori de influenţă funcţionali care variază în limite largi. Cu toate acestea, metoda permite totuşi o apreciere a stabilităţii dinamice şi calcularea unor mărimi necesare la determinare acesteia.

S-a considerat că răsturnarea transversală se produce, pe un teren cu panta zero, prin trecerea uneia din roţile punţii rigide peste un obstacol, ceea ce echivalează cu răsturnarea pe o anumită pantă. În baza acestor consi-

derente, stabilitatea transversală a tractorului depinde de sensul momentului forței de greutate față de axa de răsturnare.

Criterii de apreciere a stabilității transversale. Drept criterii de apreciere s-au ales următoarele trei mărimi :

a) **Unghiul critic de rotire** θ_k, definit ca unghiul cu care trebuie rotit tractorul în jurul axei de răsturnare dintr-un plan orizontal în poziția critică. Acest criteriu se va utiliza numai atunci cînd la situațiile care se compară diferă numai poziția centrului de greutate, ceilalți parametri rămînînd constanți (de exemplu în cazul în care se studiază echilibrul unui încărcător frontal în diferite poziții ale cupei și cu diferite sarcini ;

b) **Înălțimea critică a obstacolului** h, definită ca înălțimea cu care trebuie să se ridice una din roțile punții rigide ca tractorul, rotindu-se în jurul axei de răsturnare, să ajungă din poziția de echilibru în poziția critică. Acest criteriu se va utiliza în cazurile cînd la situațiile care se compară diferă dimensiunile constructive ; este un parametru mai complex, cuprinzîndu-l și pe primul ;

c) **lucrul mecanic de răsturnare,** definit ca lucrul mecanic necesar pentru rotirea tractorului din poziția de echilibru în poziția critică. Acest criteriu este important pentru aprecierea stabilității dinamice.

Descrierea modelului matematic și calculul criteriilor de aprecirere a stabilității. **În figura 2 a, b este reprezentat modelul matematic**

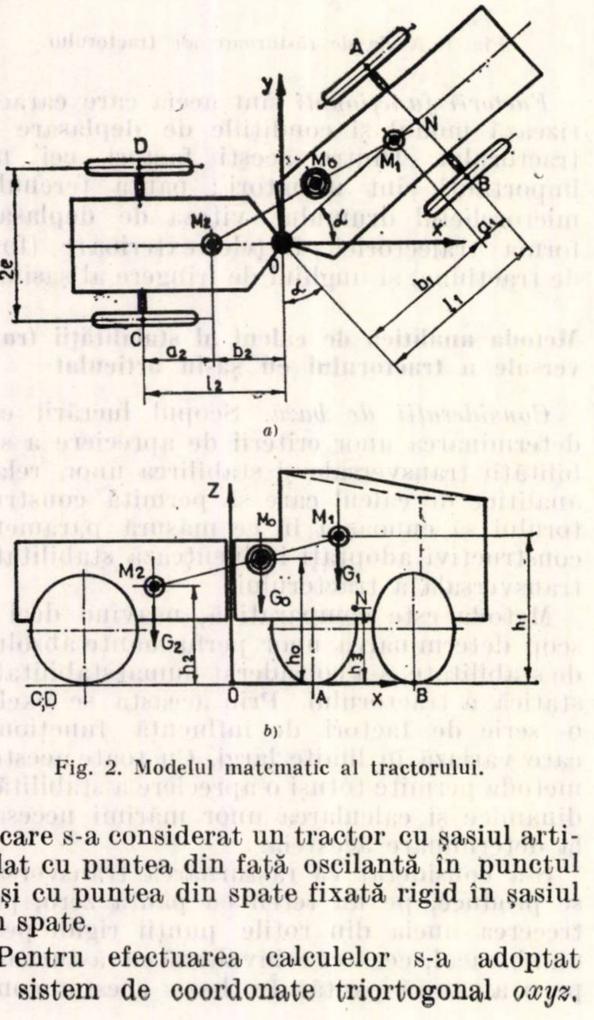


Fig. 2. Modelul matematic al tractorului.

în care s-a considerat un tractor cu șasiul articulat cu puntea din față oscilantă în punctul *N* și cu puntea din spate fixată rigid în șasiul din spate.

Pentru efectuarea calculelor s-a adoptat un sistem de coordonate triortogonal *oxyz*. Acest sistem s-a considerat legat rigid de planul orizontal care conține punctele de contact *A*, *B*, *C* și *D* ale roților cu solul și a cărui axă *oz* coincide cu axa de frîngere a tractorului în stare de echilibru a acestuia.

S-au considerat trei centre de greutate ale tractorului :

M_1 centrul de greutate al șasiului din față, fără puntea din față ;

M_2, centrul de greutate al șasiului spate ;

M_0, centrul de greutate rezultant al întregului tractor fără puntea oscilantă.

Unghiul de frîngere α al șasiului nu este considerat un grad de libertate, ci un parametru variabil. În timpul răsturnării, acestui unghi este considerat constant, adică sistemul de direcție este considerat rigid, ceea ce corespunde practic cu realitatea.

S-a considerat că puntea din față poate oscila față de șasiul din față cu un unghi nelimitat.

Avînd în vedere că metoda este comparativă, pneurile și solul s-au considerat nedeformabile.

Pentru formularea matematică a criteriilor de apreciere a stabilității, este necesară determinarea în prealabil a unor ecuații și coordonate. Calculele matematice sînt prezentate în rezumat în continuare.

Prin modificarea unghiului de frîngere al șasiului se modifică poziția reciprocă a centrelor de greutate ale celor două șasiuri și în consecință se va modifica și poziția centrului de greutate rezultant M_0.

În baza figurii 2 și utilizînd proprietățile centrului de greutate se obțin coordonatele de greutate rezultant M_0 :

$$\left.\begin{aligned} x_0 &= (1-\lambda)b_1\cos\alpha - \lambda b_2 \\ y_0 &= (1-\lambda)\, b_1 \sin\alpha \\ z_0 &= h_1 + \lambda\,(h_2 - h_1) \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

unde :

$$\lambda = \frac{G_2}{G_0} \quad (2)$$

Eliminînd din relațiile (1) parametrul α, se obține ecuația traictoriei centrului de greutate (3), care reprezintă un cerc :

$$\left.\begin{aligned} (x_0 + \lambda b_2)^2 + y_0^2 &= (1-\lambda)^2\, b_1^2 \\ z_0 &= h_1 + \lambda\,(h_2 - h_1) \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

Coordonatele centrului acestui cerc sînt :

$$\left.\begin{aligned} x_c &= -\lambda b_2 \\ y_c &= 0 \\ z_c &= h_1 + \lambda(h_2 - h_1) \end{aligned}\right\} \quad (4)$$

Pentru determinarea **ecuației axei de răsturnare**, se consideră răsturnarea transversală spre dreapta a tractorului. În acest caz axa de răsturnare (conform fig. 1 și 2) este definită de dreapta CN. În sistemul de coordonate adoptat, coordonatele punctului N sînt :

$$\left.\begin{aligned} x_3 &= l_1 \cos \alpha \\ y_3 &= l_1 \sin \alpha \\ z_3 &= h_3 \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

Din figura 3 — rezultă ecuația parametrică a axei de răsturnare :

$$\vec{r} = \vec{r}_4 + t(\vec{r}_3 - \vec{r}_4) \quad (6)$$

unde : t — este un parametru

În timpul răsturnării, centrul de greutate descrie un arc de cerc în jurul axei de răsturnare (fig. 4). Acest cerc se poate exprima ca intersecția sferei, avînd centrul și raza identice cu cele al arcului de cerc menționat, cu planul perpendicular pe axa CN dusă din centrul de greutate M_0. Acest plan va intersecta axa de răsturnare în punctul Q. În baza figurii 4 se pot scrie următoarele relații :

— ecuația unui punct oarecare de pe sferă :

$$\vec{r} = \vec{r}_5 + R_1 \vec{m} \quad (7)$$

unde : $R_1 = M_0Q$ și

$\vec{m}$ — vectorul unitar al dreptei QS

— condiția ca punctul S să se găsească pe cerc :

$$\vec{m} \cdot \overrightarrow{CN} = 0 \quad (8)$$

— modulul vectorului unitar

$$|\vec{m}| = 1 \quad (9)$$

Trecînd la expresia analitică a relațiilor (7), (8) și (9) și la rezolvarea acestora, se obțin ecua-

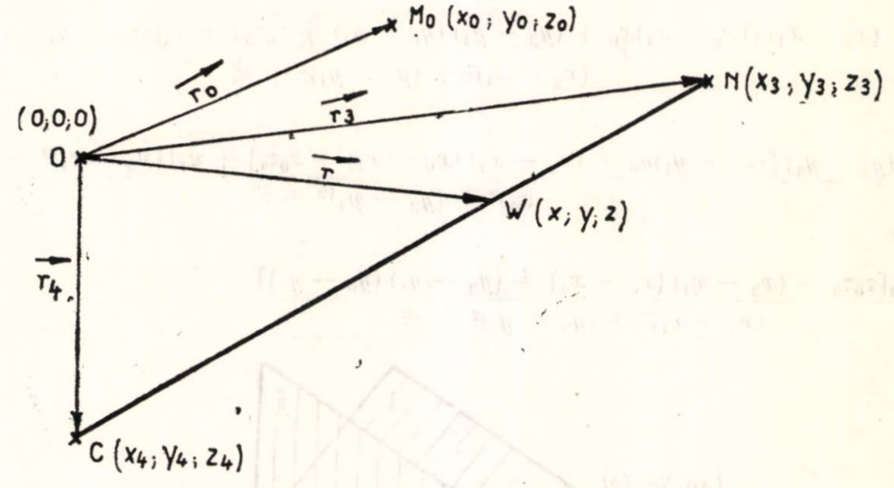


Fig. 3. Determinarea ecuației axei de întoarcere a tractorului.

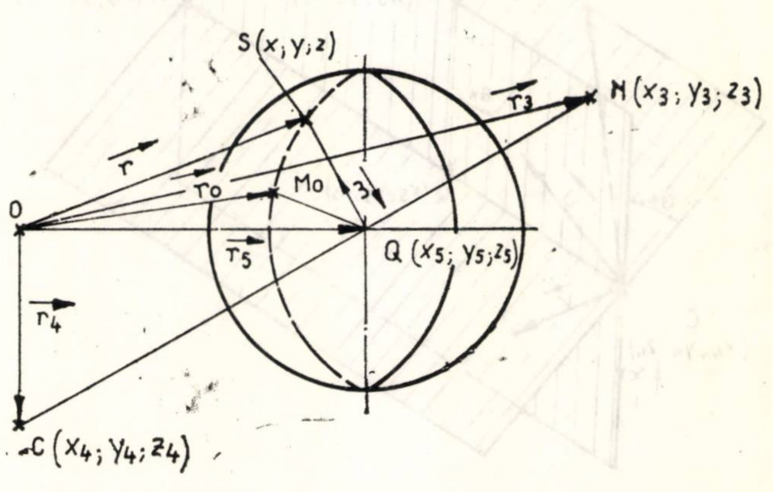


Fig. 4. Determinarea traiectoriei centrului de greutate în timpul răsturnării.

ţiile care definesc — **traiectoria centrului de greutate:**

$$\left.\begin{aligned}(x - x_5)^2 + (y - y_5)^2 + (z - z_5)^2 = R_1^2\\ (x - x_5)(x_3 - x_4) + (y - y_5)(y_3 - y_4) + (z - z_5)z_3 = 0\end{aligned}\right\} \quad (10)$$

Coordonatele punctului 0, necesare pentru calcularea traiectoriei centrului de greutate, rezultă din condiţia de coliniaritate a punctelor C, Q şi N:

$$\vec{r}_s = \vec{r}_4 + t(\vec{r}_3 - \vec{r}_4) \quad (11)$$

şi din condiţia de perpendicularitate a dreptelor CN şi M_0Q:

$$(\vec{r}_3 - \vec{r}_4)(\vec{r}_5 - \vec{r}_0) = 0 \quad (12)$$

Trecînd la expresia analitică a relaţiilor (11) şi (12) se obţine un sistem de trei ecuaţii cu trei necunoscute cu următoarele soluţii:

Raza cercului se determină cu relaţia:

$$R_1 = \sqrt{(x_5 - x_0)^2 + (y_5 - y_0)^2 + (z_5 - z_0)} \quad (13)$$

Pentru determinarea **unghiului critic de rotire** θ_k, prin axa de răsturnare CN se duc două plane (fig. 5):

— planul I, trecînd prin centrul de greutate în poziţia de repaos M_0. Pentru acest plan se poate scrie:

$$\overrightarrow{CN} \times \overrightarrow{CM_0^1} = \vec{U} \quad (14)$$

— planul II, trecînd prin centrul de greutate în poziţia critică M_0. Acest plan fiind vertical, se poate scrie:

$$-\vec{k} \times \overrightarrow{CN} = \vec{V} \quad (15)$$

Unghiul dintre cele două plane este tocmai unghiul critic de rotire θ_k şi este dat de relaţia:

$$\cos\theta_k = \frac{\vec{U}\cdot\vec{V}}{|\vec{U}|\cdot|\vec{V}|} \quad (16)$$

$$x_5 = \frac{(x_3 - x_4)\,[(x_3 - x_4)x_0 + (y_3 - y_4)(y_0 - y_4) + z_0z_3] + x_4[(y_3 - y_4)^2 + z_3^2]}{(x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2 + z_3^2}$$

$$y_5 = \frac{(y_3 - y_4)\,[(y_3 - y_4)y_0 + (x_3 - x_4)(x_0 - x_4) + z_0z_4] + y_4[(x_3 - x_4)^2 + z_3^2]}{(x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2 + z_3^2}$$

$$z_5 = \frac{z_3[z_0z_3 + (x_3 - x_4)(x_0 - x_4) + (y_3 - y_4)(y_0 - y_4)]}{(x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2 + z_3^2}$$

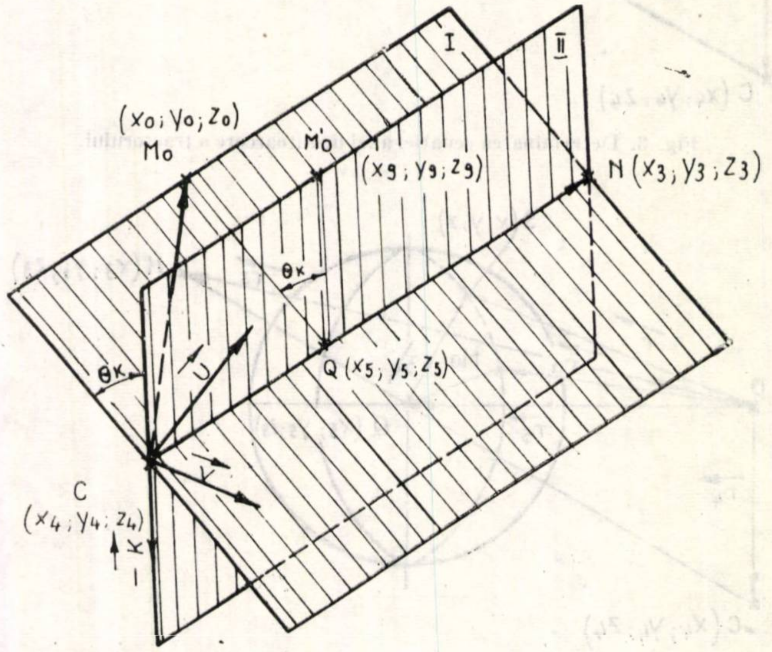


Fig. 5. Determinarea unghiului critic de rotire.

Trecînd relațiile (14) și (15) la forma analitică și înlocuindu-se în relația (16) se obține unghiul critic.

Pentru determinarea traiectoriei punctului de sprijin al roții care se desprinde, D se consideră figura 6 în care s-a notat cu P centrul cercului descris de punctul D care se rotește în jurul axei de răsturnare CN.

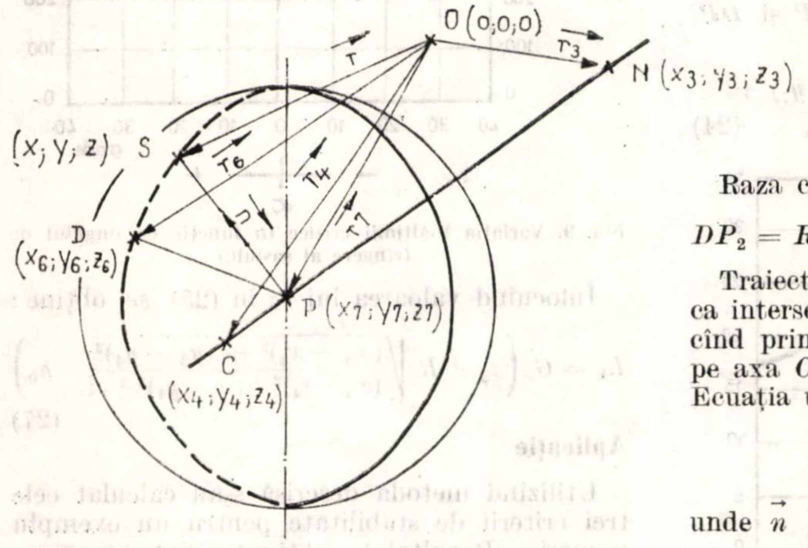


Fig. 6. Determinarea traiectoriei punctului de sprijin cu solul al roții care se desprinde.

Întrucît punctul P se află pe dreapta CN, iar dreapta DP este perpendiculară pe dreapta CN, se poate scrie :

$$\left.\begin{array}{l} \vec{r}_7 = \vec{r}_4 + t\,(\vec{r}_3 - \vec{r}_4) \\ (\vec{r}_3 - \vec{r}_4)\cdot(\vec{r}_7 - \vec{r}_6) = 0 \end{array}\right\} \quad (17)$$

Trecînd la expresia analitică a relațiilor (17), eliminînd parametrul t și rezolvînd sistemul de ecuații, se obțin **coordonatele punctului** P :

$$x_7 = \frac{(x_3 - x_4)\,[(x_3 - x_4)x_6 + (y_3 - y_4)\,(y_6 - y_4)] + x_4[(y_3 - y_4)^2 + z_3^2]}{(x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2 + z_3^2}$$

$$y_7 = \frac{(y_3 - y_4)^2\, y_6 + y_4[(x_3 - x_4)^2 + z_3^2]}{(x_3 - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2 + z_3^2}$$

$$z_7 = \frac{z_3(y_3 - y_4)\,(y_6 - y_4)}{(x - x_4)^2 + (y_3 - y_4)^2 + z_3^2}$$

Raza cercului este dată de relația :

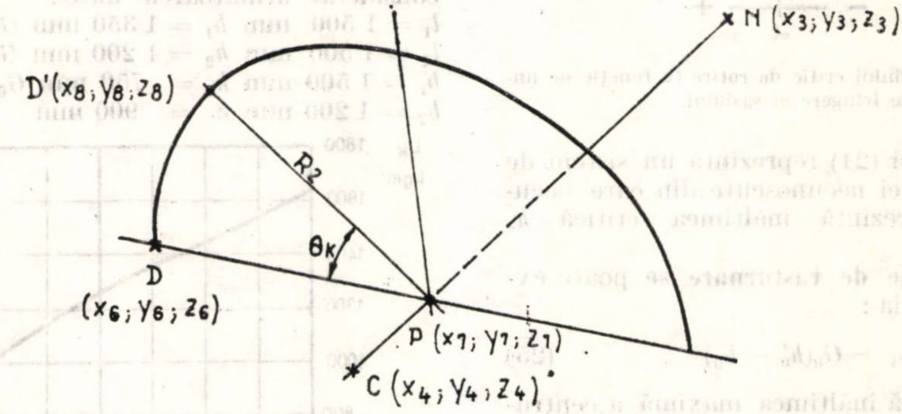
$$DP_2 = R_2 = \sqrt{(x_6 - x_7)^2 + (y_6 - y_7)^2 + z_7^2} \quad (18)$$

Traiectoria punctului D poate fi exprimată ca intersecția sferei, avînd centrul în P și trecînd prin punctul D, cu planul perpendicular pe axa CN și trecînd prin punctul P (fig. 6). Ecuația unui punct S de pe sferă este :

$$\vec{r} - \vec{r}_7 + R_2\vec{n} \quad (19)$$

unde $\vec{n}$ este vectorul unitar al dreptei PS :

$$|\vec{n}| = 1 \quad (20)$$



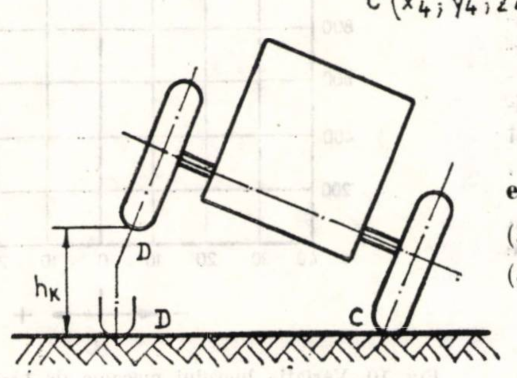


Fig. 7. Determinarea înălțimii critice.

Întrucît vectorii $\vec{n}$ și $\overrightarrow{CN}$ sînt perpendiculari :

$$n\cdot\overrightarrow{CN} = 0 \quad (21)$$

Cu ajutorul relațiilor (19), (20) și (21) se obțin **ecuațiile traiectoriei punctului** D :

$$\left.\begin{array}{l} (x - x_7)^2 + (y - y_7)^2 + (z - z_7)^2 = R_2^2 \\ (x - x_7)\,(x_3 - x_4) + (y - y_7)(y_3 - y_4) + (z - z_7)z_3 = 0 \end{array}\right\} \quad (22)$$

Pentru determinarea **înălțimi critice** h_k se consideră figura 7. În această figură, D' repre-

zintă poziția punctului de contact al roții, cu solul, corespunzător poziției critice a tractorului, și coordonata z_8 a acestui punct, reprezintă înălțimea critică a obstacolului h_k, adică $z_8 = h_k$. Întrucît D_5 este un punct situat pe traiectoria descrisă de punctul de sprijin cu solul al roții, coordonatele lui trebuie să satisfacă relațiile (22):

$$\left.\begin{aligned}&(x_8-x_7)^2+(y_8-y_7)^2+(z_8-z_7)^2=R_2^2\\&(x_8-x_7)(x_3-x_4)+(y_8-y_7)(y_3-y_4)+(z_8-z_7)z_3=0\end{aligned}\right\}\qquad(23)$$

Din produsul scalar al vectorilor $\overrightarrow{DP}$ și $\overrightarrow{DP'}$ rezultă:

$$(x_6-x_7)(x_8-x_7)+(y_6-y_7)(y_8-y_7)+ +(z_6-z_7)(z_8-z_7)=R_2^2\cos\theta_k \qquad (24)$$

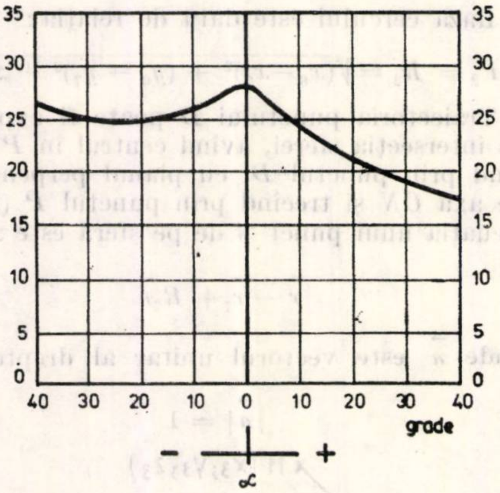


Fig. 8. Variația unghiului critic de rotire în funcție de unghiul de frîngere al șasiului.

Relațiile (23) și (24) reprezintă un sistem de trei ecuații cu trei necunoscute din care necunoscuta z_8 reprezintă înălțimea critică h_k căutată.

Lucrul mecanic de răsturnare se poate exprima prin relația:

$$L_k = G_0(h'_0 - h_0) \qquad (25)$$

unde h'_0 reprezintă înălțimea maximă a centrului de greutate. Conform figurii 5 poziția critică a centrului de greutate corespunde punctului M'_0. Acest punct se găsește pe cercul definit de relațiile (10). Întrucît punctul M'_0, cît și centrul cercului Q sînt situați în planul II, M'_0 este în același timp și punctul de tangență a unui plan paralel cu planul xoy. În baza acestei proprietăți și utilizînd relațiile (10) se obține:

$$h'_0 = z_v = z_5 + R_1\sqrt{\frac{(x_3-x_4)^2+(y_3-y_4)^2}{(x_3-x_4)^2+(y_3-y_4)^2+z_3^2}} \qquad (26)$$

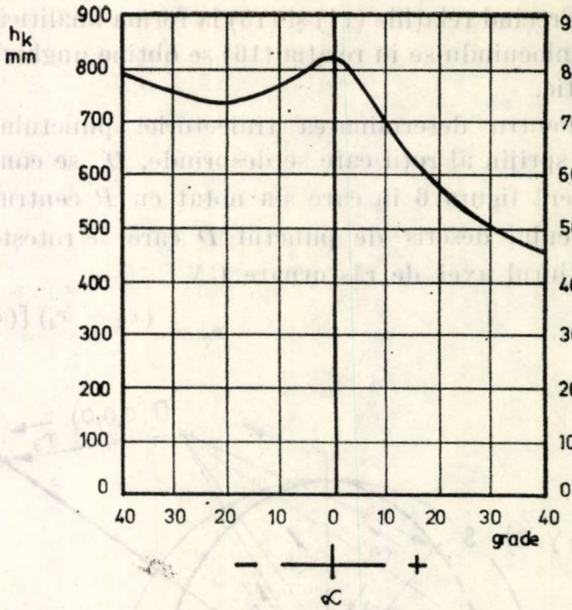


Fig. 9. Variația înălțimii critice în funcție de unghiul de frîngere al șasiului.

Înlocuind valoarea lui h'_0 în (25) se obține:

$$L_k = G_0\left(z_5 + R_1\sqrt{\frac{(x_3-x_4)^2+(y_3-y_4)^2}{(x_3-x_4)^2+(y_3-y_4)^2+z_3^2}} - h_0\right) \qquad (27)$$

Aplicație

Utilizînd metoda descrisă s-au calculat cele trei criterii de stabilitate pentru un exemplu numeric. Rezultatele obținute sînt reprezentate în figurile 8, 9 și 10. Pentru calcule s-au considerat următoarele date:

$l_1 = 1\,500$ mm $h_1 = 1\,350$ mm $G_1 = 8\,000$ kg
$l_2 = 1\,500$ mm $h_2 = 1\,200$ mm $G_2 = 8\,000$ kg
$b_1 = 1\,500$ mm $h_3 = 750$ mm $G_0 = 16\,000$ kg
$b_2 = 1\,200$ mm $e = 900$ mm

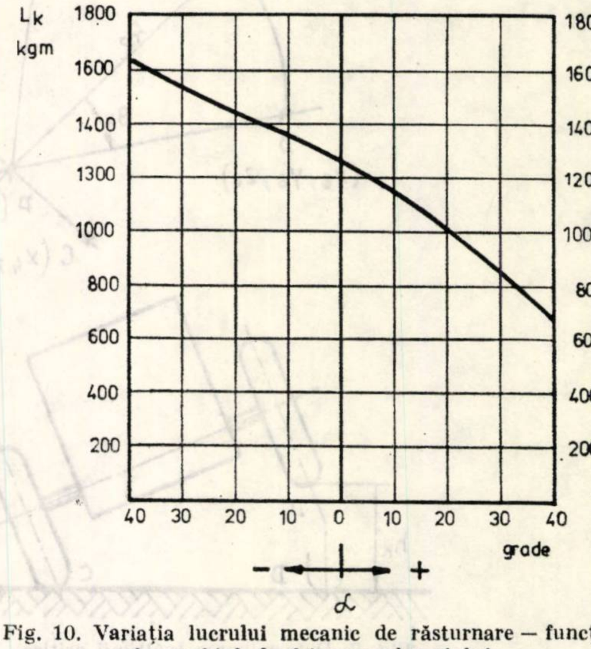


Fig. 10. Variația lucrului mecanic de răsturnare — funcție de unghiul de frîngere al șasiului.

Concluzii

● Stabilitatea transversală a tractoarelor cu şasiu articulat este variabilă în funcţie de valoarea unghiului de frîngere. Ea depinde de asemenea de mărimile constructive şi de factori funcţionali.

● Metoda analitică prezentată permite (cu ajutorul parametrilor de apreciere) să se determine în mod comparativ influenţa factorilor constructivi şi a unghiului de frîngere asupra stabilităţii transversale.

● Cu toate că în calcule se consideră stabilitatea statică metoda permite totuşi o apreciere a stabilităţii dinamice prin intermediul lucrului mecanic de răsturnare. Pe de altă parte unele relaţii determinate în lucrare pot fi utilizate la calcularea unor mărimi necesare la determinarea stabilităţii dinamice ca, de exemplu, determinarea momentului de inerţie al tractorului faţă de axa de răsturnare 3.

● Relaţiile de calcul stabilite pot fi programate pe un calculator, ceea ce permite executarea rapidă şi precisă a calculelor.

● Metodica de calcul poate fi aplicată şi altor vehicule cu şasiu articulat, cît şi tractoarelor cu şasiu rigid, considerînd în ultimul caz unghiul de frîngere egal cu zero.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Holm, I.C.* : Articulated Wheeled off-the-Road Vehicles, Journal of Terramechanics, vol. 7, nr. 1, 1970.

[2] *Niţescu, Gh., Năstăsoiu, S., Popescu, B.* : Tractoare, Editura didactică şi pedagogică, 1968, Bucureşti.

[3] *Teutsch, U.* : Stabilitatea transversală a tractoarelor cu şasiu articulat, comunicare la a II-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice de la Universitatea din Braşov, 19—20 februarie 1971.

[4] * * * : Tractor Overturns Studied for Safty Data, Implement & Tractor, nr. 11, 1970.

[5] * * * : Purdue Study of Tractor Overturns Implement Tractor, nr. 12, 1970.

C.Z. 621.833 : 681.31

Studiul angrenajelor simple şi planetare cu dinţi drepţi şi profil în evolventă cu ajutorul calculatorului Felix C—256

Ing. Teodor **IONIŢĂ** – I.C.P.A.T. – Braşov

Este cunoscut faptul că în calculele de geometrie şi de rezistenţă a angrenajelor intervin mulţi parametri a căror influenţă este greu de determinat, iar pentru stabilirea unor variante optime se consumă mult timp şi, avînd în vedere volumul mare de calcul, sînt posibile erori. Pornind de la aceste considerente lucrarea de faţă îşi propune să contribuie la realizarea unui instrument de calcul rapid, pentru studiul geometriei şi rezistenţei angrenajelor simple şi planetare, cu dinţi drepţi şi profil în evolventă.

Cu programul de calcul realizat se pot studia într-un timp relativ scurt toate variantele de angrenaje de tipul celor indicate în figura 1 ce se pot realiza într-un spaţiu dat.

Programul conţine următoarele părţi principale :

1. Citirea pe cartele a datelor ce se impun sau se aleg pentru angrenaj şi pentru scule.

2. Calculul elementelor de bază ale angrenajului şi sculei

3. Ramificarea programului în funcţie de impunerea fie a distanţei dintre axele angrenajului, fie de impunerea sumei de corecţii şi variaţia acesteia cu pas constant între limite impuse.

4. Realizarea de bucle cu variaţia corecţiei roţilor cu un pas constant ales, în cadrul cărora se realizează următoarele calcule :

— geometria evolventei dintelui ;

— geometria roţii dinţate generate de cremaliera generatoare ;

— angrenarea roţilor dinţate generate de cremaliera generatoare ;

— geometria roţii dinţate exterior sau interior generate de o roată dinţată generatoare ;

— angrenarea roţilor dinţate generate de o roată dinţată generatoare ;

— limitele generării danturii roţilor dinţate exterior sau interior ;

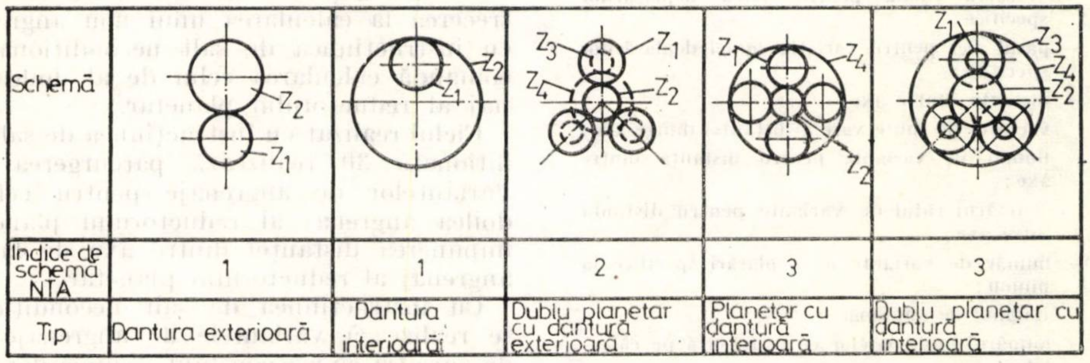


Fig. 1. Tipurile de angrenaje simple şi planetare ce pot fi studiate cu programul elaborat.

— gradul de acoperire;
— alunecarea între flancurile dinţilor;
— limitele angrenării frontale a angrenajului exterior şi interior;
— cota peste dinţi;
— cota peste role.

5. Reprezentarea grafică la scară a dinţilor angrenajelor cu dantură interioară şi exterioară cu poziţionarea următoarelor puncte importante de pe flancul dintelui:

V — vîrful dintelui;
E — diametrul exterior;
I — diametrul interior;
Z — punctul exterior de angrenare singulară;
S — punctul interior de angrenare singulară;
G — punctul de grosime maximă a dintelui;
A — începutul zonei active a dintelui;
U — începutul zonei utile a dintelui;
R — diametrul de rulare;
D — diametrul de divizare;
C — punctul în care se execută calculul la încovoiere.

6. Calculul de rezistenţă al angrenajelor exterioare şi interioare care cuprinde:

— metoda clasică de calcul a roţilor dinţate la rupere prin oboseală (varianta Dudley şi DIN 3694) în punctele singulare şi în punctele de intrare şi ieşire din angrenare;

— metoda Niemann pentru calculul la încovoiere a dinţilor cu stabilirea orelor de durabilitate;

— calculul roţilor dinţate la ciupire prin calculul presiunilor de contact hertziene în punctele singulare şi în punctele de intrare şi ieşire din angrenare;

— calculul roţilor dinţate la ciupire prin calculul presiunilor hertziene după metoda Nieman cu stabilirea orelor de funcţionare;

— stabilirea produsului între presiune şi viteză la intrarea şi ieşirea din angrenare;

— stabilirea produsului lui ALMEN în punctul de intrare şi de ieşire din angrenare.

În figura 2 este redată schema logică a programului în care s-au utilizat următoarele simboluri:

NTA — variantă de angrenaj (vezi fig. 1);
CSIT — suma deplasărilor specifice ale profilelor roţilor;
CSI (*1*) — deplasarea specifică a profilului la pinion;
CSI (*2*) — deplasarea specifică a profilului la roată;
CSI 10 — valoarea iniţială a deplasării specifice la pinion;
CSI F 1 — valoarea finală a deplasării specifice la pinion;
PCSI (*1*) — pasul ales pentru creşterea deplasării specifice la pinion;
CSITO — valoarea iniţială pentru suma deplasărilor specifice;
CSITF — valoarea finală pentru suma deplasărilor specifice;
PCSIT — pasul ales pentru variaţia sumei deplasărilor specifice;
A — distanţa dintre axe;
AA (*LL*) — vectorul de conservare a distanţei dintre axe;
LL — număr de variante pentru distanţa dintre axe;
LN — numărul total de variante pentru distanţa între axe;
L — număr de variante de deplasări specifice la pinion;
α_r — unghiul de angrenare;
NR — numărul angrenajelor ce se rulează pe calculator;
IR — numărul angrenajului.

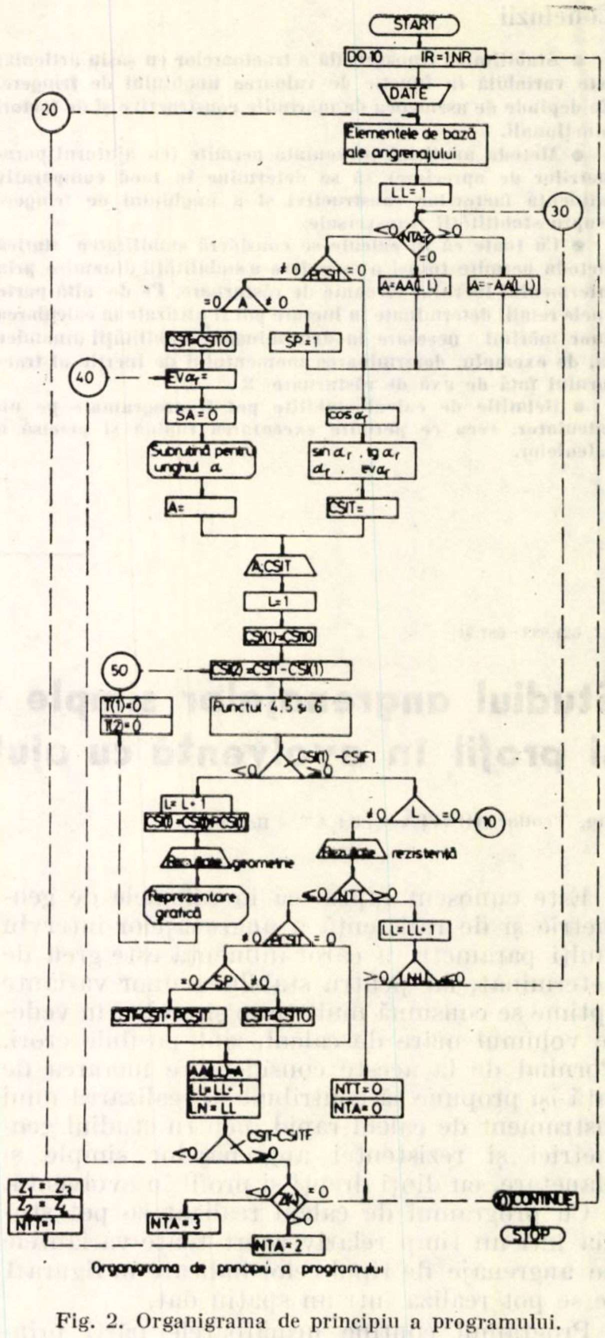


Fig. 2. Organigrama de principiu a programului.

Cu instrucţiunea de ciclare 10 se comandă trecerea la calcularea unui nou angrenaj, iar cu instrucţiunea de salt necondiţionat 20 se comandă calcularea celui de al doilea angrenaj al reductorului planetar.

Ciclul realizat cu instrucţiunea de salt necondiţionată 30 realizează parcurgerea tuturor variantelor de angrenaje pentru cel de al doilea angrenaj al reductorului planetar, cu impunerea distanţei dintre axe de la primul angrenaj al reductorului planetar.

Cu instrucţiunea de salt necondiţionat 40 se realizează variantele de angrenaje funcţie de variaţia cu pas constant a sumei deplasărilor specifice.

Parcurgerea tuturor variantelor de deplasări specifice la pinion se realizează cu ciclul închis de instalaţia de salt necondiţionat 50.

Subrutine

Programul conţine următoarele subrutine:

1. Subrutina ALFAEV pentru determinarea unghiului dacă este dată de funcţia evolventă.

2. Subrutina GAMA pentru determinarea punctului de pe piciorul dintelui în care se face calculul de încovoiere.

3. Subrutina DINTI cu ajutorul căreia se reprezintă grafic punctele caracteristice de pe flancurile dintelui.

4. Subrutina PICIOR cu ajutorul căreia se calculează geometria în zona de racordare a piciorului de dinte şi se stabileşte variaţia tensiunilor de încovoiere în această zonă.

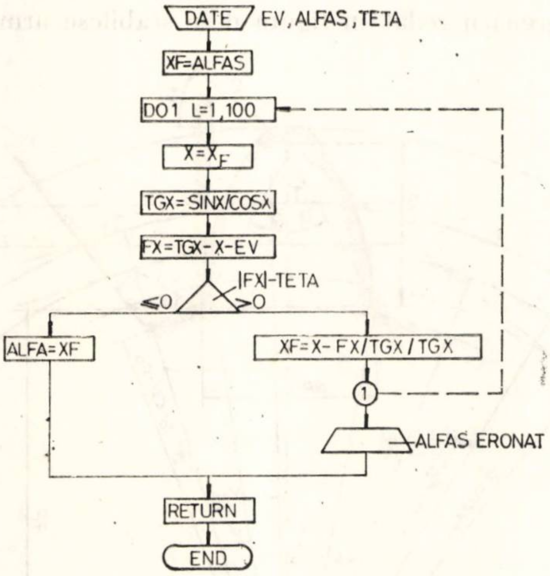


Fig. 3. Organigrama subrutinei *ALFAEV*.

Subrutina ALFAEV. Organizarea subrutinei este indicată în figura 3 unde s-au utilizat următoarele simboluri:

EV — valoarea evolventei;
ALFAS — valoarea iniţială a unghiului de la care încep interaţiile;
TETA — valoarea admisă a erorii de calcul;
ALFA — valoarea calculată de subrutină a unghiului, corespunzătoare lui *EV*.

Pentru aflarea unghiului ALFA s-a aplicat metoda tangenţei descrisă în [10] pentru a determina, cu o aproximaţie impusă TETA, rădăcina ecuaţiei:

$$f(x) = \mathrm{tg}\,x - x - ev \qquad (1)$$

Funcţia 1 are următoarele derivate:

$$f'(x) = \mathrm{tg}^2\, x$$

$$f''(x) = 2 \sin x \sec^3 x$$

Unghiul iniţial *ALFAS* se alege astfel ca:

$$f''(x)\, f(x) > 0 \qquad (2)$$

La unghiurile uzuale ($x < 55°$) inegalitatea de mai sus este satisfăcută pentru ALFSA =1, funcţia $f(x)$ este continuă, derivata $f''(x)$ este pozitivă şi $f'(x)$ diferită de zero, deci toate condiţiile de aplicare a metodei sînt îndeplinite [10].

În organigrama din figura 3 în cadrul instrucţiunii de ciclare ① se realizează numărul de interaţii necesare (mai mic de 100) pentru a găsi soluţia ecuaţiei (1) cu aproximaţia dată TETA.

Subrutina GAMA. În cadrul calculului de rezistenţă la încovoiere (la piciorul dintelui) intervine următoarea funcţie transcendentă [6], vezi şi relaţia (10):

$$f(x) = CA \mathrm{ctg}\, x - x + CB \qquad (3)$$

Pentru aflarea unghiului x care este rădăcina ecuaţiei de mai sus s-a aplicat metoda tangenţei indicată în [10]. Funcţia (3) are următoarele derivate:

$$f'(x) = -\, CA\ \mathrm{cosec}^2\, x - 1$$

$$f''(x) = 2\ CA - \mathrm{cosec}^2\, x\ \mathrm{ctg}\, x$$

Valoarea unghiului iniţial GAMAS a unghiului x s-a ales egală cu CB pentru a se respecta condiţia (2).

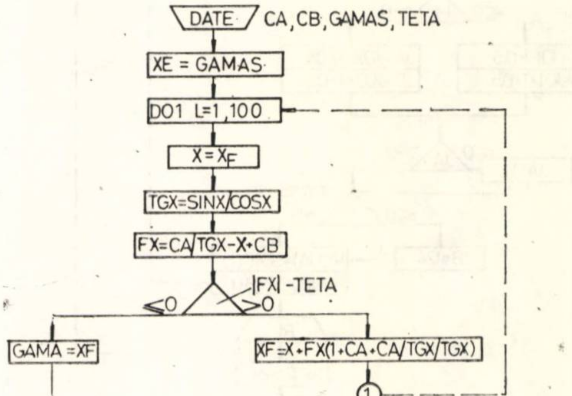


Fig. 4. Organigrama subrutinei *GAMAS*.

Organigrama acestei subrutine este arătată în figura 3 unde s-au utilizat următoarele simboluri:

CA, CB — constante ce se calculează cu relaţiile (8) şi (9);
GAMAS — valoarea iniţială a unghiului de la care încep iteraţiile;
GAMA — valoarea calculată de subrutină a unghiului x;
TETA — valoarea admisă a erorii de calcul.

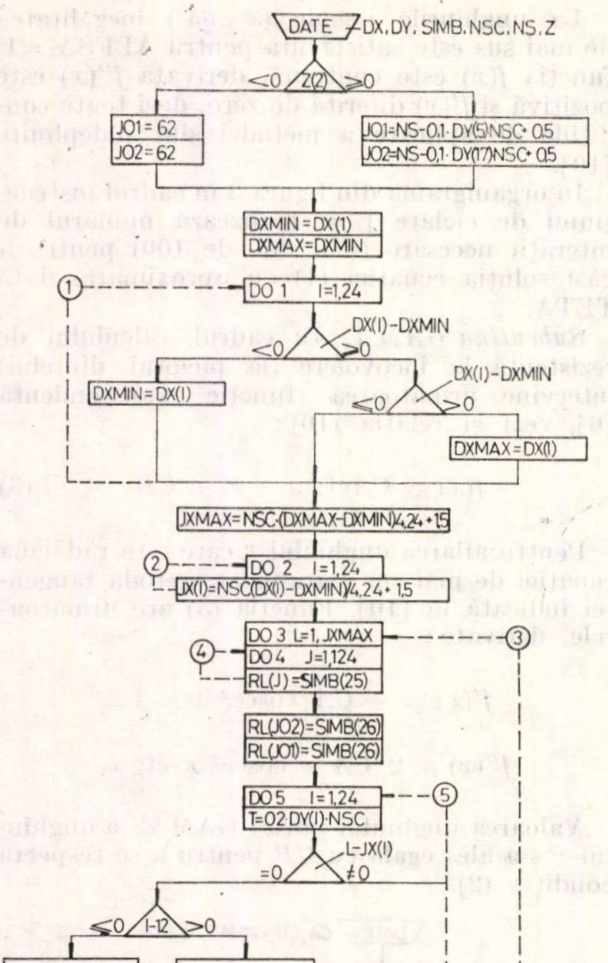


Fig. 5. Organigrama subrutinei *DINTI*.

Subrutina DINTI. Pentru imprimarea punctelor principale de pe flancurile dintelui la angrenajele interioare şi exterioare, s-a realizat subrutina *DINTI* a cărei organigramă este redată în figura 5 unde s-au utilizat următoarele simboluri :

Dx — grosimea dintelui pentru punctul *i* de pe flancul dintelui ;

Dy — distanţa de la origine a coardei ;

SIMB — simbolul care caracterizează punctul *i* de pe flancul dintelui ;

NSC — scara impusă pentru reprezentarea dintelui ;

NS — număr ce poziţionează polul de angrenare la angrenajele cu dantură exterioară ;

JO 1/2 — numărul liniei de pe listing care poziţionează axa dintelui la pinionul/coroană ;

Jx — numărul coloanei în care se imprimă punctul caracteristic ;

RL — vectorul de imprimare a liniei.

În instrucţiunea de ciclare ① se calculează valoarea maximă şi minimă a grosimii dintelui *Dx*, în instrucţiunea de ciclare ⑤ se construieşte vectorul de linie RL, iar în instrucţiunea de ciclare ③ se parcurg toate liniile necesare reprezentării dintelui.

Subrutina PICIOR. Avînd în vedere procesul angrenării redat în figura 6 se stabilesc urmă-

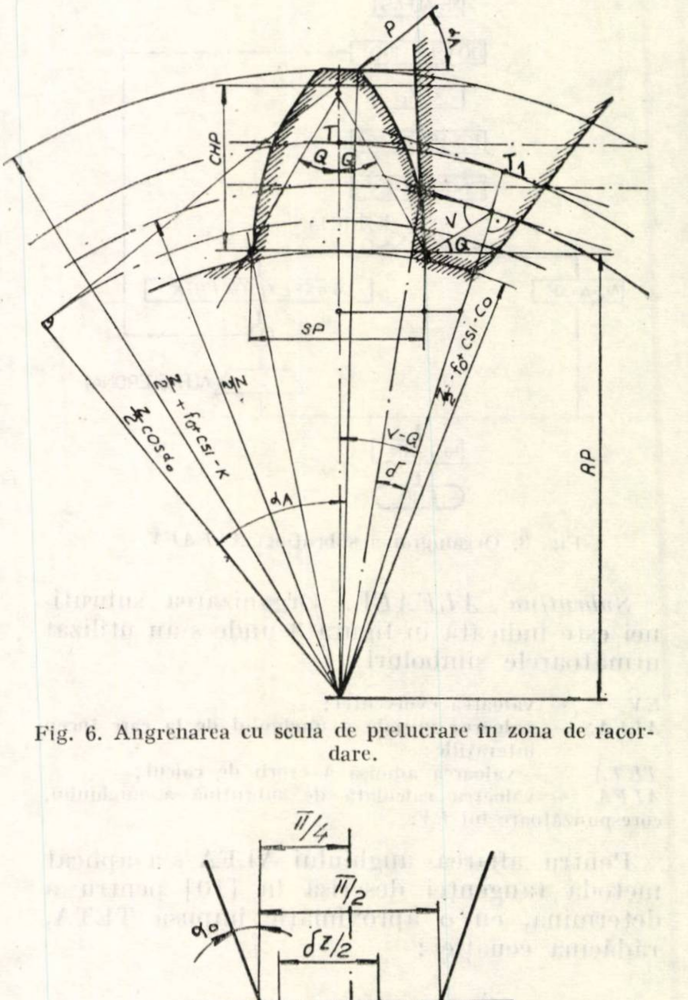


Fig. 6. Angrenarea cu scula de prelucrare în zona de racordare.

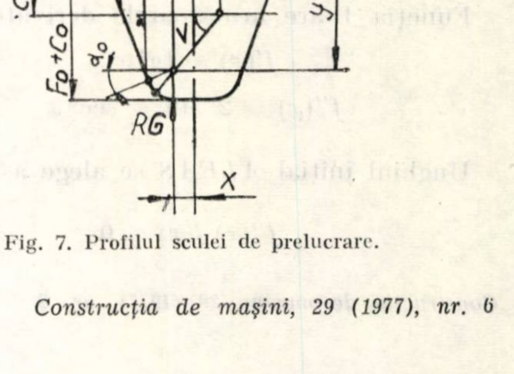


Fig. 7. Profilul sculei de prelucrare.

toarele relații cu privire la punctul de contact din zona racordării dintelui la prelucrare cu scula avînd profilul indicat în figura 7 :

$$Q = V - CA \text{ ctg } V - CB \tag{4}$$

$$SP = Z \sin(V - Q) - 2\,CC \cos Q \tag{5}$$

$$RP = 0{,}5\ z \cos (V - Q) - CC \sin Q \tag{6}$$

$$CHP = 0{,}5\ z \cos(ALFAO) \sec(ALFAA) - RP \tag{7}$$

unde :

$$CA = \frac{v - csi}{0{,}5 - z + csi} \tag{8}$$

$$CB = \frac{0{,}5\ \pi - x}{0{,}5\ z + csi} \tag{9}$$

$$CC = RG + \frac{y - csi}{\sin V} \tag{10}$$

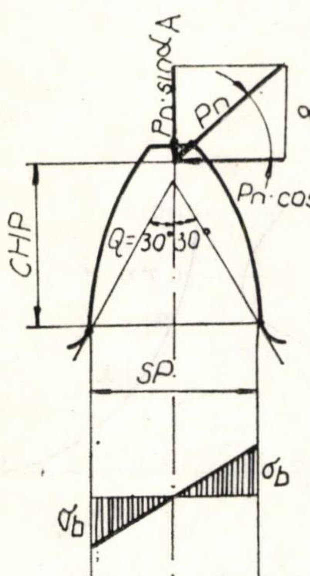


Fig. 8. Solicitări la baza dintelui.

După [6] pag. 189, solicitarea maximă la baza dintelui este dată de relația (vezi fig. 8) :

$$\sigma = \sqrt{(\sigma_i - \sigma_c)^2 + 6{,}25\ T^2}$$

unde :

$$T = \frac{P_n \cos(ALFAA)}{BSPM} K$$ – tensiunea de forfecare ;

$\sigma_c = T \text{tg}(ALFAA)$ – tensiunea de compresiune ;

$\sigma_i = 6\ T\ CHP/SP$ – tensiunea de incovoiere ;

deci :

$$\sigma = \frac{P_n \cdot \cos(ALFAA)}{B \cdot SP} \cdot K \cdot \sqrt{(6 \cdot CHP/SP - \text{tg}\ (ALFAA)^2 + 6{,}25} \tag{11}$$

Factorul care depinde de forma dintelui din relația (11) este :

$$UK = \frac{1}{SP} \sqrt{(16\,CHP/SP - \text{tg}(ALFAA)^2 + 6{,}25} \tag{12}$$

Cu subrutina *PICIOR* a cărei organigramă este redată în figura 9 se pot stabili valorile mărimilor 4..12 și se poate determina valoarea maximă a coeficientului de formă a dintelui *UK*.

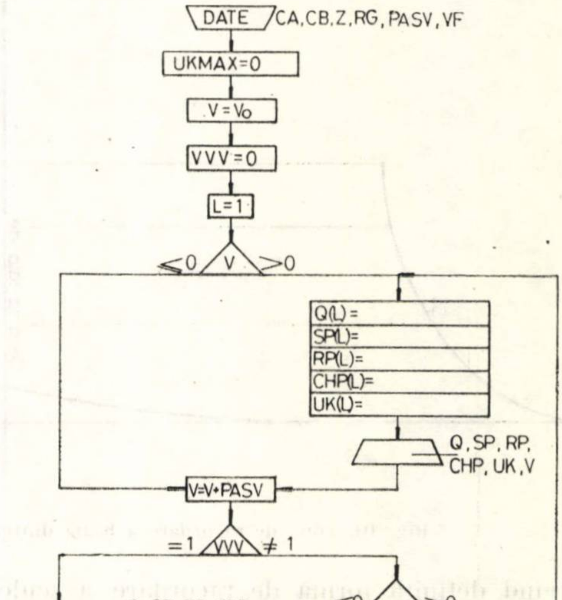


Fig. 9. Organigrama subrutinei *PICIOR*.

Simbolurile utilizate la această subrutină au următoarea semnificaţie :

VO	—	valoarea iniţială a unghiului *V* ;
VF	—	valoarea finală a unghiului *V* ;
PASV	—	cantitatea cu care creşte valoarea unghiului *V* ;
ALFAO	—	unghiul sculei ;
ALFAA	—	unghiul sub care acţionează forţa asupra dintelui ;
RG	—	raza de racordare a sculei ;
FO	—	coeficientul de înălţime a capului de dinte ;
OO	—	coeficientul jocului la fundul dintelui ;
CSI	—	deplasarea specifică a sculei ;
Z	—	numărul de dinţi ;
M	—	modulul angrenajului ;
B	—	lăţimea dintelui ;
K	—	coeficient ce ţine seama de gradul de acoperire ;
Pn	—	forţa ce acţionează pe vîrful dintelui.

În vederea realizării unui dinte cu rezistenţă la bază cît mai ridicată în [9] sînt arătate sculele care au pentru prelucrarea bazei dintelui diferite forme, cu o rază, cu două raze sau cu trei raze.

În tabelul 1 sînt concretizate relaţiile de calcul pentru scula-cremalieră în toate variantele de racordări, iar în tabelul 2 avem aceleaşi relaţii de calcul pentru scula-roată.

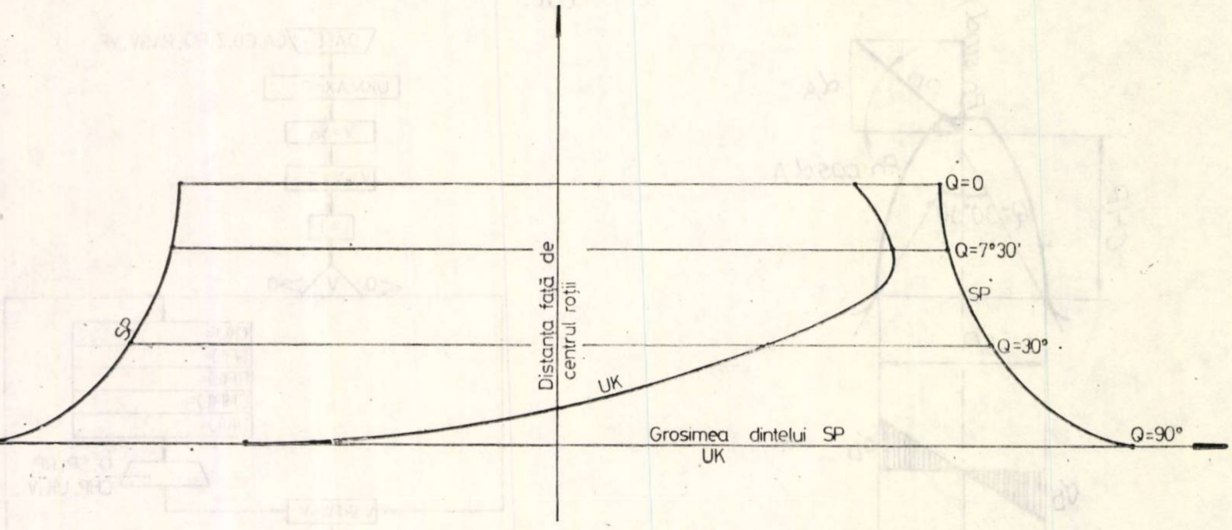


Fig. 10. Zona de racordare a bazei dintelui şi variaţia tensiunii compuse în această zonă.

Avînd definită formă de racordare a sculei şi domeniul de variaţie al unghiurilor *V*, cu ajutorul subrutinei *PICIOR* se stabilesc coordonatele punctelor din zona de racordare a dintelui şi coeficientul maxim de formă a dintelui. Utilizînd şi subrutina *DINTI* se pot trasa aceste puncte la scară.

Concluzii

- **Instrumentul de calcul realizat permite să se facă studii de geometrie şi rezistenţă la angrenajele cu dinţi drepţi exterioare sau interioare, simple sau planetare cu profil în evolventă.**
- **Datorită timpului relativ scurt în care se poate calcula o variantă (9'' — calculul unui angrenaj — geometrie, rezistenţă, reprezentare grafică) se pot aborda multe variante şi alege angrenajul care corespunde cel mai bine scopului urmărit.**
- **Programul conceput pentru calculatorul Felix C 256 necesită o memorie sub 60 Kiloocteţi.**
- **Utilizînd subrutina DINTI s-a indicat în figura 10 zona de racordare şi variaţia tensiunii de încovoiere în această zonă pentru o variantă de angrenaj.**
- **Programul realizat a stat la baza optimizării angrenajelor planetare pentru punţile autocamioanelor elaborate la ICPAT-Braşov.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sauer, L* : Angrenaje. Proiectare. Materiale. Editura Tehnică. Bucureşti, 1970.

[2] *Sauer, L* : Tehnologie. Controlul angrenajelor. Editura Tehnică, Bucureşti, 1970.

[3] * * * : DIN 3 960 Zahnräder und Zahnradpoare.

[4] * * * : DIN 3 960 Tragfähigkeitsberechnung von stirnund Kegdrädern.

[5] *Schreier, G* : Stirnrad — verzahnungen VEB Verlag Technic, Berlin, 1961.

[6] *Zimmer, H.W.* : Cerzahnungen I. Stirnräder mit geraden und schrägen Zähnen Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York, 1968.

[7] *Pfannkoch, E* : Arbeitsmappe für den Konstructeur. La société de Publications Mécaniques 64, Rue Ampère Paris, 1966.

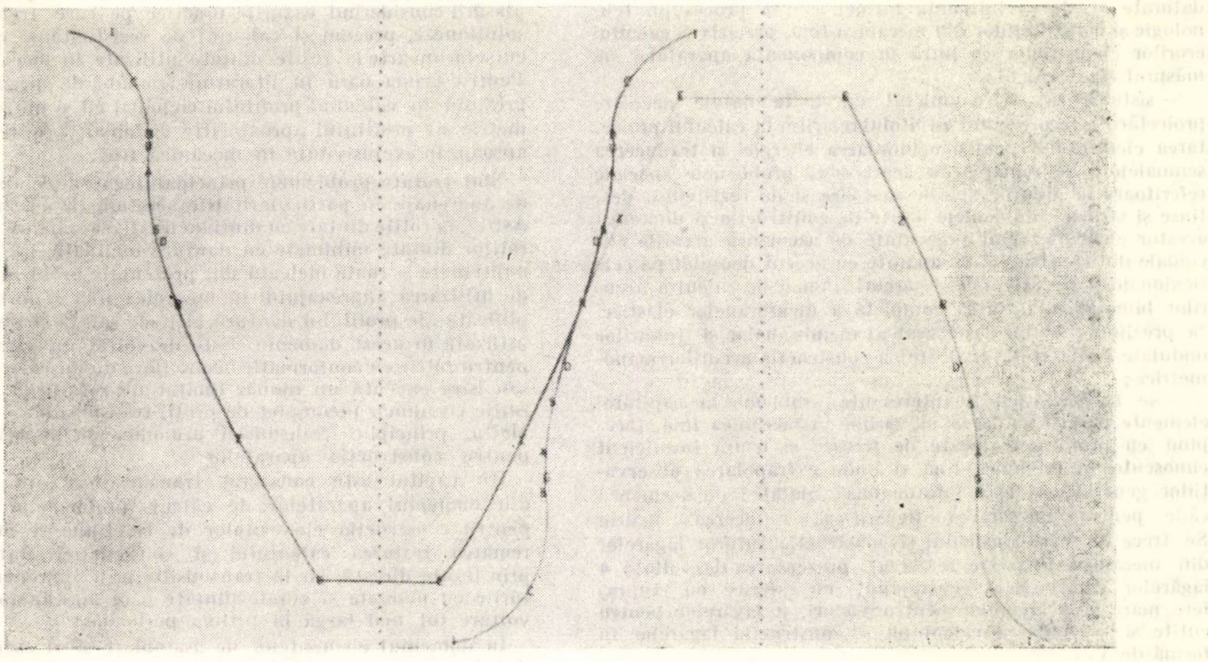
[8] *Wolfram, B* : Digitalrechnerprogramm zur Ermittlung der Geometrie und Trogfähigkeit von stirrädern nach DIN 3960/90, Antriebstechnik 14 (1975), Nr. 5.

[9] *Hans, P.* : Zahnfass — Analyse bei au enverzyhnten Evolventenstirnrädern, Antriebstechnik 14 (1975), Nr. 1, Nr. 3, Nr. 5.

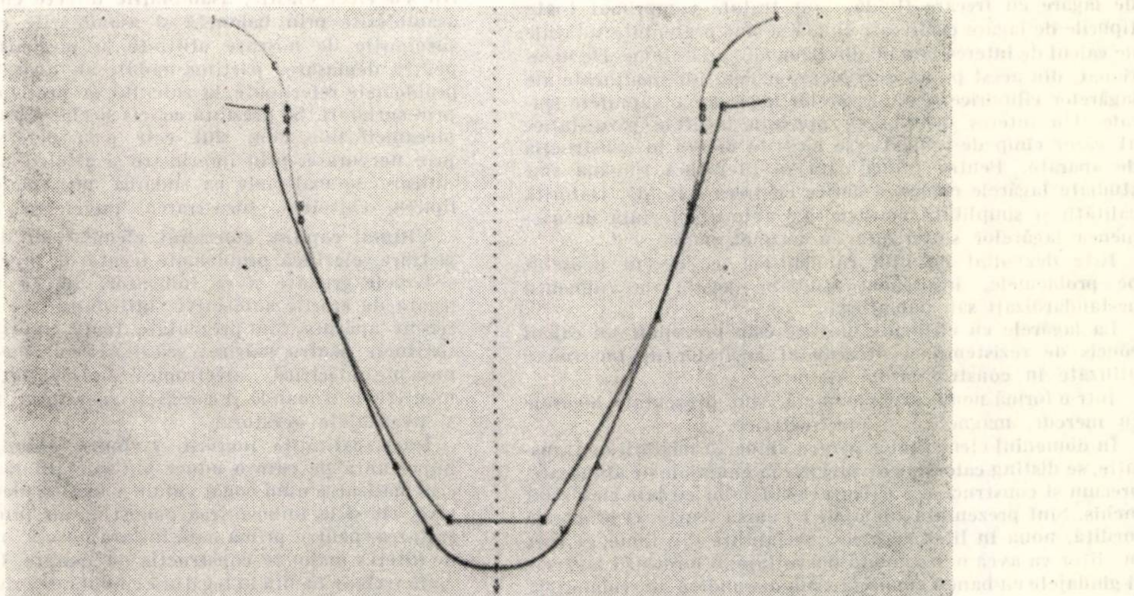
[10] *Caius, I.* : Curs de matematici superioare, Editura Tehnică, Bucureşti, 1957.

[11] *Petre, D.* : Programarea în FORTRAN, Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1971.

Tabelul 1 : Profilul sculei — cremalieră.



Tabelul 2 : Profilul sculei — roată.



RECENZII

C.Z. 681.01

Prof. dr. doc. ing. Traian DEMIAN — **,,Elemente constructive de mecanică fină''** — Editura Didactică și Pedagogică, București — 1976.

Lucrarea ,,Elemente constructive de mecanică fină'' se ocupă de studiul și proiectarea părților mecanice întîlnite la aparatele de măsurat și în tehnica de calcul și de automatizare.

Trebuie remarcată de la bun început frecvența în lucrare, pentru prima oară în literatura tehnică de specialitate din limba română, a noutăților existente în acest domeniu, în lume. Calcule detaliate, însoțite de diagrame și indicații constructive permit specialiștilor din mecanica fină, utilizarea unui material bogat, dar concis prezentat, pentru proiectarea elementelor constructive principale utilizate în construcția de aparate.

Deși se adresează, în principal, specialiștilor care proiectează, construiesc și exploatează aparatura și produsele de mecanică fină, prin volumul, natura și nivelul cunoștințelor, lucrarea este înmăsură să trezească și interesul unui cerc larg de specialiști și din alte domenii. De asemenea lucrarea este deosebit de utilă pregătirii și perfecționării cadrelor superioare, absolvenților și studenților din învățămîntul tehnic superior.

Merită în mod deosebit să fie remarcate următoarele probleme tratate în carte :

— transmiterea informațiilor în sistemele mecanice cu indicarea unor soluții și construcții secifice aparatelor, influența reducerii dimensiunilor asupra unor legi cunoscute din

mecanică, cît și modificările constructive și tehnologice datorate acestora; influența formei asupra procesului tehnologic și construcțiilor din mecanica fină, precizia și calculul erorilor elementelor ce intră în componența aparatelor de măsurat și de calcul;

— sistematizat și completat cu toate datele necesare proiectării este prezentat capitolul referitor la calculul proiectarea elementelor pentru acumularea energiei și traducerea semnalelor. Se remarcă în acest sens problemele speciale referitoare la arcurile spirale motoare și de rezistență, destinse și strînse, problemele legate de construcția și dinamica acestor elemente. Sînt prezentate de asemenea arcurile elicoidale din construcția de aparate cu accent deosebit pe cele flexionale și pe sistemele de arcuri, indicii de calcul a arcurilor bimetalice, tratarea completă a membranelor elastice. Se prezintă calculul desfășurat al membranelor și tuburilor ondulate și, dezvoltat, calculul și construcția arcurilor manometrice;

— se tratează noi și interesante probleme la capitolul elemente pentru ghidarea mișcărilor în mecanica fină, începînd cu problemele legate de frecare și uzură insuficient cunoscute în mecanica fină și unde extrapolarea observațiilor generale nu este întotdeauna valabilă; de asemenea căile pentru micșorarea frecării și reducerea uzurii. Se trece în revistă calculul și construcția tuturor lagărelor din mecanica fină. De remarcat, prezentarea dezvoltată a lagărelor conice și a centrajelor, cu sferice cu suprafețe mari și a lagărelor pentru vîrfuri, a lagărelor pentru cuțite și prezentarea calculului și construcția lagărelor în formă de *V*.

Nou este, de asemenea, modul în care este tratat capitolul de lagăre cu frecare fluidă. Sînt tratate comprimat toate tipurile de lagăre cu frecare fluidă și sînt prezentate soluțiile de calcul de interes practic din domeniul aparatelor. De menționat, din acest punct de vedere, geometriile modificate ale lagărelor cilindrice și ale lagărelor lagărelor c suprafețe spirale. Un interes deosebit îl prezintă lagărele gazo-statice al căror cîmp de aplicație se lărgește mereu în construcția de aparate. Pentru prima oară în literatura română sînt studiate lagărele conice și sferice cu frecare fluidă. Datorită calității și simplității constructive autorul prezintă de asemenea lagărelor sinterizate cu cuzinet poros.

Este dezvoltat calculul rulmenților, cu accent deosebit pe problemele, insuficient studiate, legate de rulmenții nestandardizați sau miniaturali.

La lagărele cu elemente elastice este prezentat un calcul concis de rezistență și precizie al lagărelor de încovoiere utilizate în construcția de aparate.

Într-o formă nouă, mai completă, sînt prezentate lagărele cu mercur, magnetice și electrostatice.

În domeniul elementelor pentru ghidarea mișcării de translație, se disting calculele de precizie la ghidajele de alunecare, precum și construcția și calculul ghidajelor cu bile cu circuit închis. Sînt prezentate ghidajele cu cursă scurtă. O problemă inedită, nouă în literatura de specialitate din lume, și care în viitor va avea o însemnată dezvoltare, o formează lagărele și ghidajele cu bandă cunoscute sub denumirea de „rolamite". În lucrare sînt prezentate elementele de calcul și construcție ale acestor lagăre și ghidaje.

În domeniul elementelor de legătură și de antrenare sînt tratate o serie de cuplaje noi din mecanica fină, fixe și mobile. Sînt prezentate dezvoltat cuplajele de siguranță și cu acțiune rapidă din domeniul automatizării.

Într-o formă nouă este prezentat capitolul pentru transmiterea, transformarea și amplificarea semnalelor. De remarcat formele constructive și calculul variatoarelor de fricțiune din domeniul aparatelor, modul de tratare a profilelor evolventic cu proprietățile legate de roata singulară sau de angrenaj pentru utilajele din mecanica fină, problema deplasării considerînd cazurile practice pe care trebuie să le soluționeze, precum și calculul de rezistență și eliminarea curselor moarte la roțile dințate utilizate în mecanica fină. Pentru prima oară în literatura română de specialitate se prezintă în calcul al profilului cicloidal cît și un calcul geometric al profilului aproximativ cicloidal, profile utilizate aproape în exclusivitate în mecanica fină.

Sînt tratate problemele principale legate de celelalte tipuri de angrenaje cu particularitățile acestora în mecanica fină. Astfel, la roțile dințate cu dinți înclinați, se tratează problema roților dințate minimale cu dantură înclinată, iar la angrenajul melc — roată melcată sînt prezentate problemele legate de utilizarea angrenajului în mecanica fină și formele simplificate ale profilului danturii la melc sau la roata melcată utilizate în acest domeniu. Este dezvoltat un paragraf nou pentru roțile cu conformație necirculară du mișcare continuă, sau care execută un număr limitat de rotații. Se prezintă roțile cu număr incomplet de dinți, transmisiile cu cruce de Malta, principiul transmisiei armonice și importanța lui pentru construcția aparatelor.

Un capitol este consacrat transmisiilor prin aderență din domeniul aparatelor de calcul, problemelor specifice pentru construcția elementelor de tracțiune și roților. Se remarcă tratarea calculului și construcției transmisiilor prin legare directă, iar la transmisiile prin angrenare — lanțurile cu mărgele și curele dințate care au căpătat o dezvoltare tot mai largă în ultima perioadă.

În domeniul elementelor de asamblare și al asamblărilor sînt de remarcat o serie de probleme noi cum sînt: asamblările cu efect elastic, asamblările directe cu efect de pană, asamblările prin baionetă și asamblările cu pană spirală, șuruburile de mișcare utilizate la mecanismele de reglaj pentru deplasarea părților mobile ale aparatelor, precum și problemele referitoate la calculul de precizie a transmisiilor prin șuruburi. Se prezintă concis și clar asamblările specifice mecanicii fine cum sînt cele prin deformare-restrîngere, prin nervurare, prin imprimare și altele, sau cele prin solidificare de materiale ca sudarea prin puncte ori în linie, lipirea, chituirea, încastrarea, încleierea.

Ultimul capitol, consacrat elementelor de citire și înregistrare, clarifică problemele legate de precizia de citire la sistemele gradate și cu indicator. Sînt tratate problemele legate de erorile subiective, utilizîndu-se o serie de lucrări recent apărute. Sînt prezentate toate tipurile de indicator, sistemele pentru mărirea scării, sisteme mecanice de citire mecanică-electrică, electronică. În final sînt prezentate elementele de comandă și carcasele aparatelor, tipuri de carcase și avantajele acestora.

Între calitățile lucrării, trebuie subliniată contribuția importantă pe care o aduce autorul atît la reverificarea și sistematizarea unui bogat volum de date și elemente de proiectare, cît și la îmbogățirea cunoștințelor proiectantului prin tratarea, pentru prima oară în țara noastră, a unor probleme de interes major în construcția de aparate. O mențiune specială trebuie făcută în legătură cu nota de originalitate a unor capitole și paragrafe din lucrare.

Prin competența și conținutul său foarte bogat în materiale indicative, în date teoretic și practice și metodologii concrete de proiectare, lucrarea devine un material de bază al practicii de proiectare a specialistului, principala lucrare la îndemîna studenților și absolvenților din învățămîntul tehnic superior de profil.

Dr. ing. Dumitru Tudor
Institutul politehnic București
Ing. Spineanu Ulm
I.C.P.M.F.S. — București

MAŞINI DE POLIZAT, DE ÎNDREPTAT ŞI DE ÎNDOIT

Maşinile noastre de polizat, îndreptat şi îndoit vă ajută să rezolvaţi problemele de raţionalizare şi automatizare la laminor şi în industria de prelucrare a tablei.

FURNIZAM :

- maşini de şlefuit pentru curăţire pentru secţiuni transversale rotunde, pătrate, dreptunghiulare;
- maşini de îndreptat bare rotunde, ţevi, oţel pătrat, hexagonal, lat, cornier, grinzi U şi dublu T, şine:
- maşini de îndreptat tablă, 7 sau 9 cilindri îndreaptă la rece tablă cu o lăţime de 2 000 - 4 500 mm şi cu o grosime de cel mult 50 mm;
- maşini de încovoiat şi îndreptat tablă cu grosimea de 8-70 mm şi lăţimea de 2 000 - 5 000 mm;tabla poate fi îndoită şi fălţuită în virole conice şi cilindrice la rece şi la cald.

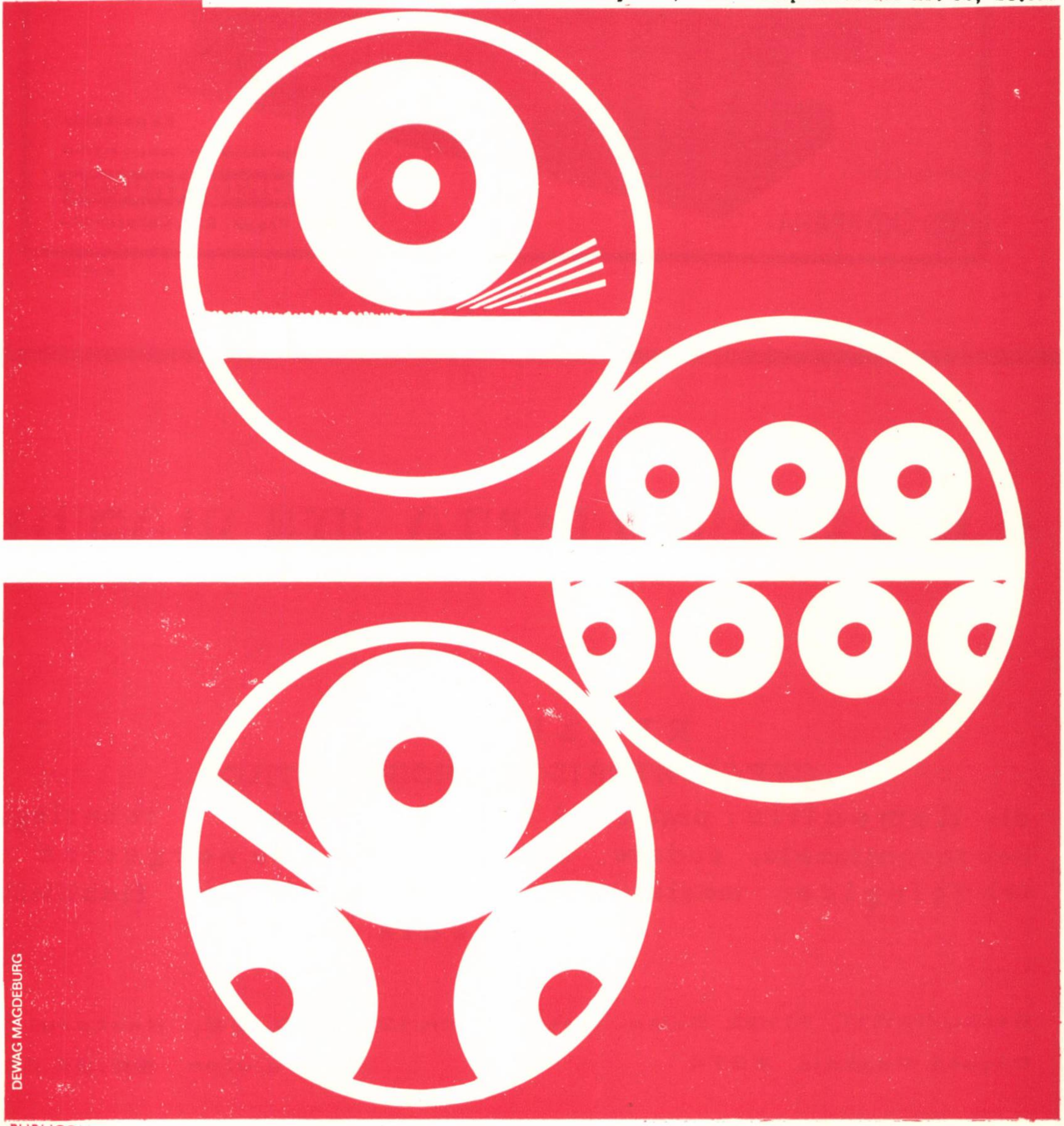
SKET

VEB Schwermaschinenbau-Kombinat
Ernst Thälmann· Magdeburg

Exporteur:
INVEST EXPORT
Volkseigener Außenhandelsbetrieb
der
Deutschen Demokratischen Republik
Johannes-Dieckmann-Straße 7-9
DDR-108 Berlin

Informaţii privind exportul:

Secţia comercială a Ambasadei Republicii Democrate Germane în R. S. România
TKB INVEST EXPORT, Bucureşti 59, Str. Compozitorilor nr. 30, Sc.A.



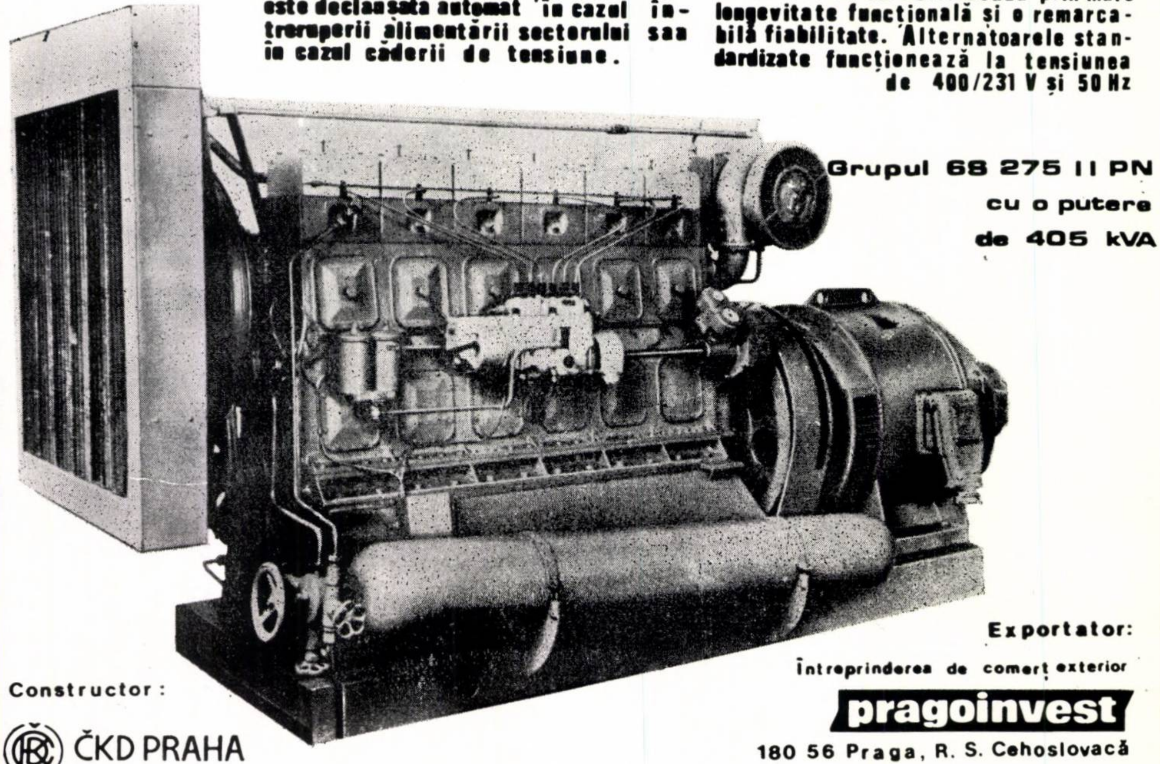
DEWAG MAGDEBURG

PUBLICOM

CENTRALE DIESEL-ELECTRICE AUTOMATE DE 23 și 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele Diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate. Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz



Grupul 68 275 II PN
cu o putere
de 405 kVA

Exportator:
Întreprinderea de comerț exterior
pragoinvest
180 56 Praga, R. S. Cehoslovacă

Constructor:
ČKD PRAHA

PUBLICOM

ÎN REVISTA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

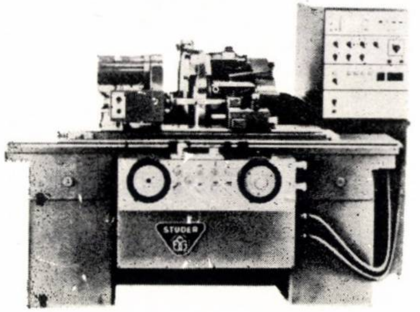
CITIȚI

REALIZĂRI *ale* CERCETĂTORILOR *și* PROIECTANȚILOR

din domeniile: prelucrări la cald și la rece, tehnologii neconvenționale, sudare, montaj utilaje energetice și tehnologice, mașini-unelte, mecanică fină, fiabilitate, organizare.

BUCUREȘTI, 71102 Calea Victoriei nr. 133, O.P. 22, Sectorul 1,
Căsuța Poștală 2974 telefon 50.31.30

ÎN DOMENIUL RECTIFICĂRII CILINDRICE,
EXISTA TREI ELEMENTE CARE FORMEAZA UN TOT:
MAŞINILE RHU,
ŞI.....ŞI
FRITZ STUDER SA GLOCKENTHAL.



STUDER

RECTIFICARE DE CEA MAI MARE PRECIZIE

ŞI înseamnă posibilitatea de combinare şi adaptare, variaţia - şi aceasta reprezintă caracteristica ce aşază seria maşinilor RHU Fritz Studer SA Glockenthal înaintea altor produse similare. Iată cîteva exemple:

- Rectificarea automată interioară **ŞI** exterioară
- Instalare în întregime automatizată pentru rectificare interioară **ŞI** exterioară
- Posibilitatea folosirii într-un singur scop **ŞI** utilizare universală
- Echipament permiţînd săparea drept **ŞI** oblic
- Înaltă precizie **ŞI** productivitatea maximă
- Rectificarea raţională a pieselor unicat **ŞI** de mare serie
- Comandă manuală **ŞI** încărcător automat
- Costuri de întreţinere minime **ŞI** mare durabilitate
- Manipulare simplă **ŞI** capacitate nelimitată de adaptare
- Modele standard **ŞI** execuţii speciale

ŞI acum trebuie să ne oprim, deoarece altfel nu vom ajunge niciodată la capătul acestui articol. Există totuşi încă destule menţiuni de făcut cu **ŞI**....şi **ŞI** ..... şi **ŞI** ..... şi ... De exemplu, că am realizat RHU – 400 şi RHU—650. Şi RHU – 1 000. Şi că pregătim aceste tipuri pentru completări în diferite etape.

ŞI in plus, sintem în măsură să găsim o soluţie particulară la orice problemă specială.

Şi în sfîrşit, sperăm că veţi lua contact cu noi pentru a ne solicita detalii suplimentare. Utilizaţi deci cuponul de mai jos.

ŞI atunci? Ce mai aveţi prin urmare de propus? Transmiteţi-mi mai întîi cataloagele dv. referitoare la seria RHU. Voi decide astfel dacă propunerea dv. mă interesează.

Nom, prénom ____________________

____

Fonction ____________________

Firme ____________________

____

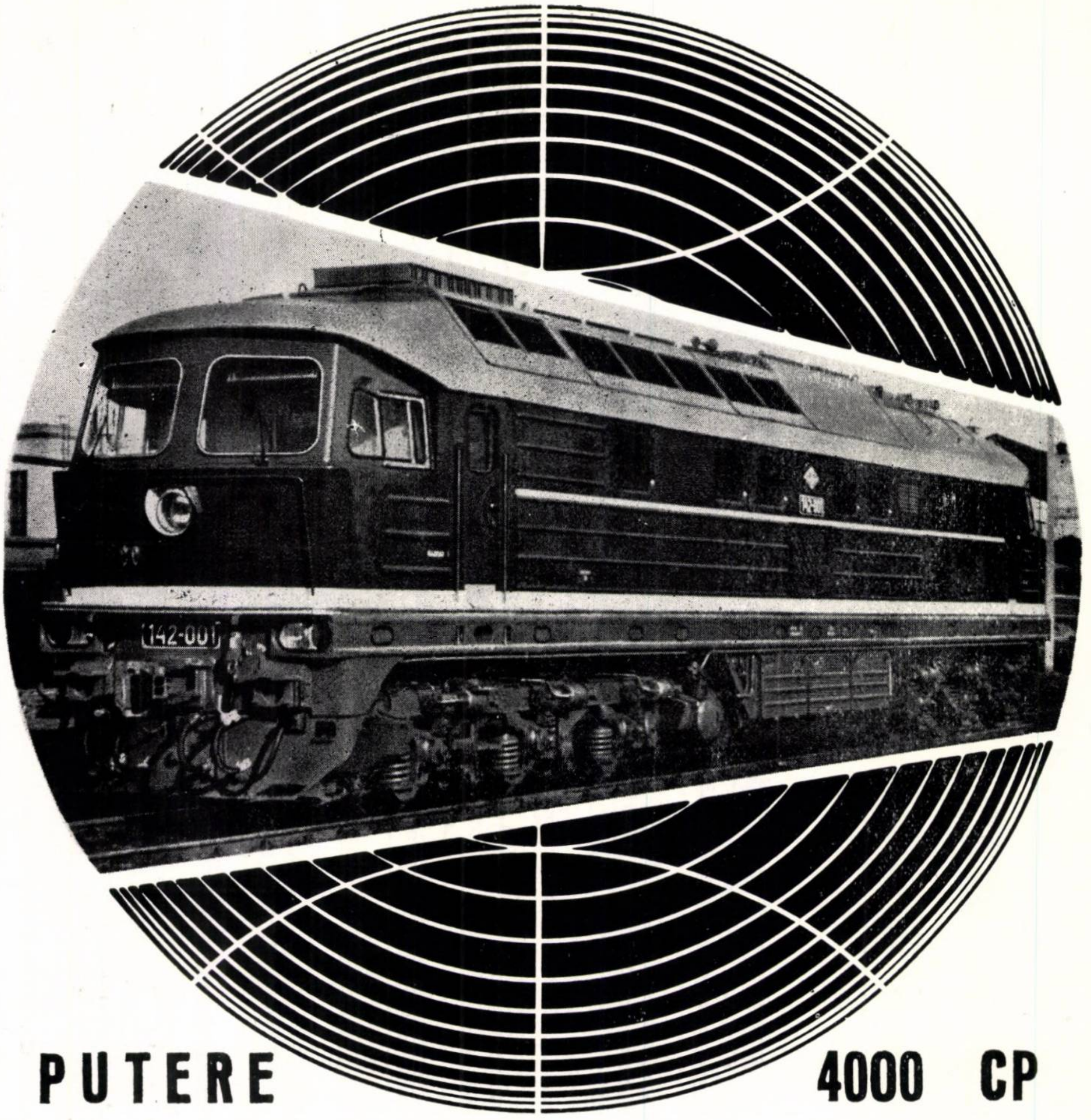
Adresse ____________________

Nr. post/lieu: ____________________

(decouper et envoyer a Fritz Studer SA. Glockenthal, CH-3601 Thoune).

FRITZ STUDER AG
GLOCKENTHAL / CH-3601 THUN
TEL. 033/37 31 31 TELEX 32 323

publicom



PUTERE 4000 CP

Locomotiva diesel electrică TE 129, cu o parte motoare, se situează la nivelul celor mai bune exemplare similare pe plan mondial -

- este prevăzută cu următorul echipament :
  = transmisie electrică la curent alternativ şi continuu ;
  = frîne electrodinamice ; = încălzire electrică ;
- domeniul de utilizare :
  = transportul de mărfuri (călători) pe căi ferate cu ecartament 1 520 sau 1 435 mm, gabarit minim 02 - T sau VIC.

Dispunerea echipamentului într-o cutie uşoară şi durabilă, sudată în întregime, cu acoperire activă, facilitează accesul liber pentru revizia şi reparaţia tuturor dispozitivelor.

Cele două cabine sînt amenajate pentru conducere şi posedă o bună izolare acustică şi termică.

• Dispunerea osiilor...Co - Co • Greutatea maximă, t...126 • Incărcarea pe osie, t...21±2% • Viteza maximă, km/h...120 • Puterea de tracţiune continuă, t ... 24,6

ENERGOMACHEXPORT

Exportator : V/O ENERGOMACHEXPORT

U.R.S.S., 117330, Moscova
Mosfilmovskaia, 35

Telefon : 147-21-77
Telex : 7565

PUBLICOM

Folosiţi

CUŢITE

în loc de

DISCURI DE RECTIFICARE

nu mai este necesară utilizarea maşinilor de rectificat pentru prelucrarea de precizie a oţelurilor călite şi a fontelor de înaltă rezistenţă.

folosiţi în întreprinderea dumneavoastră

Sculele din materiale compuse

un nou material din policristale pe bază de azotură de bor.

Scule din materiale compuse

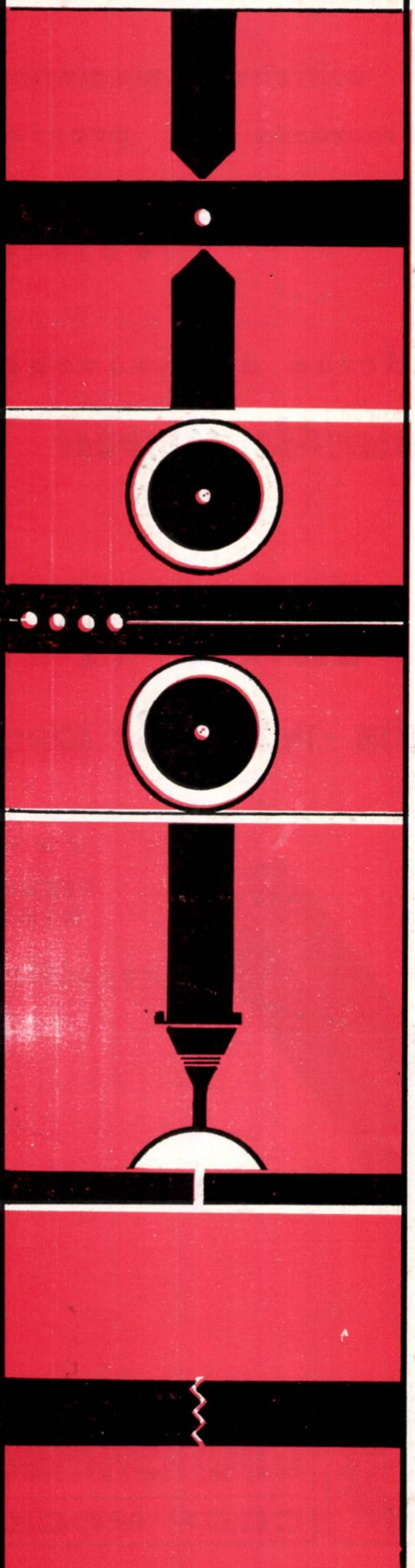
pentru:

- strunjire—alezare;
- rectificare.

EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova,V-342
str. Obrucev, 34/79
telefon 334 76 00-334 75 00 telex 7691-7692-7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

ISIM



INSTITUTUL DE SUDURĂ ŞI ÎNCERCĂRI DE MATERIALE-TIMIŞOARA

Execută următoarele lucrări şi servicii:

— cercetări integrate pentru fabricaţia structurilor sudate;
  — tehnologii de sudare;
  — tehnologii de control;
— cercetări fundamentale, orientate în domeniu;
— proiectare şi execuţie de echipamente, aparatură şi dispozitive de sudare şi control:
— organizarea fluxurilor tehnologice de produse;
— dezvoltare de echipamente de sudare şi tehnici conexe;
— dezvoltări de materiale de sudare;
— aplicarea tehnologiilor de sudare şi tehnicilor conexe;
— studii de prognoză;
— încercări de materiale şi control nedistructiv;
— expertize pentru avarii şi soluţii de remediere;
— perfecţionarea personalului tehnic de specialitate;
— elaborări de standarde şi normative;
— asistenţă tehnică;
— microproducţie de materiale de sudare, echipamente de sudare.

ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00

Întreprinderea „TIMPURI NOI" București

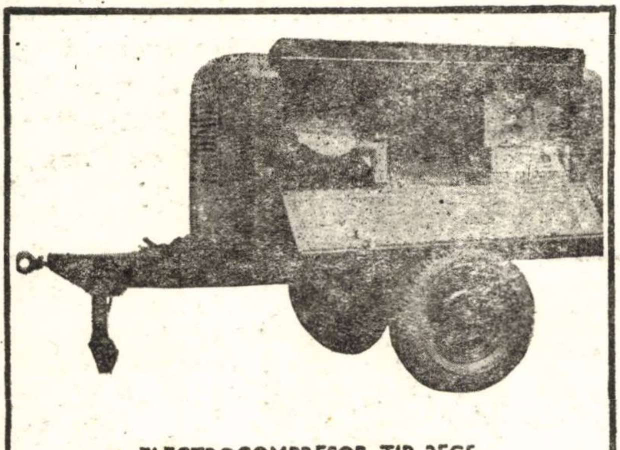
Splaiul Unirii nr. 165
Sector 4, Cod 74281

Telefon 21.61.60 – 21.57.33
Telex 10.846

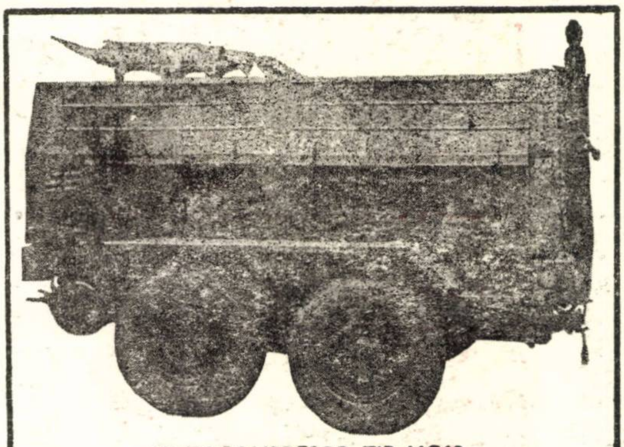
produce și livrează:

● COMPRESOARE ȘI ELECTROCOMPRESOARE
0,26 – 10 m³/min

● MOTOCOMPRESOARE
5 – 10 m³/min

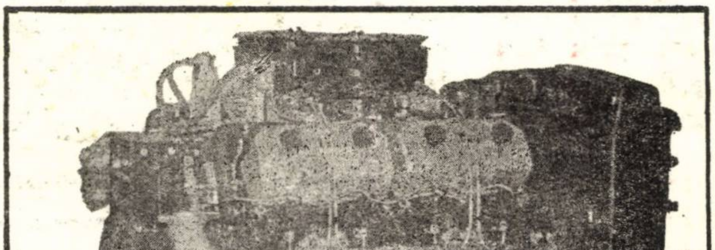


ELECTROCOMPRESOR TIP 2EC5



MOTOCOMPRESOR TIP MC10

● MOTOARE DIESEL
ȘI CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE
4 – 120 CP



MOTOR DIESEL TIP D120 – 8V

PRODUS NOU — ELECTROCOMPRESOR TIP 3EC9

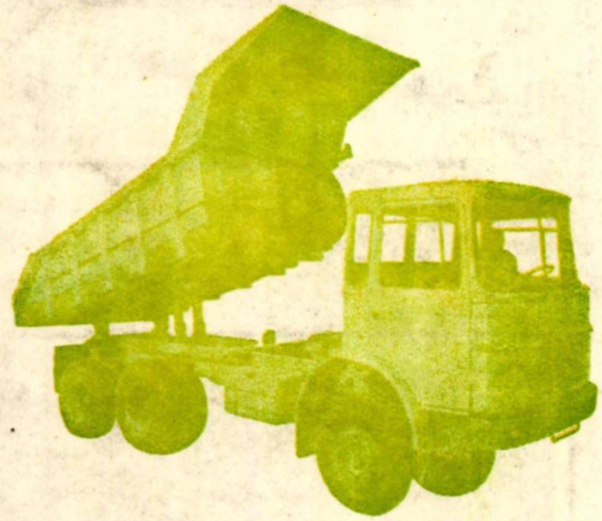
Agregat transportabil destinat să furnizeze aer comprimat pentru transportul pneumatic al cimentului în vrac.

Caracteristici :
- presiune 3 daN/cm² ;
- debit 13 m³/min ;
- turație 1 500 rot/min ;
- gabarit 2 540, 1 280, 1 330 mm.

umm

ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ MÎRŞA

Telex: 49.237 SIBIU - R O M A N I A Telefon: 19.105



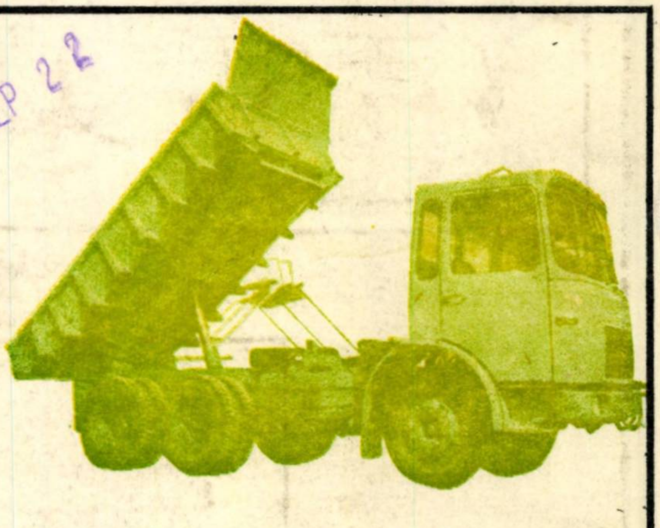
Autobasculanta tip ROMAN 19.215 DFK

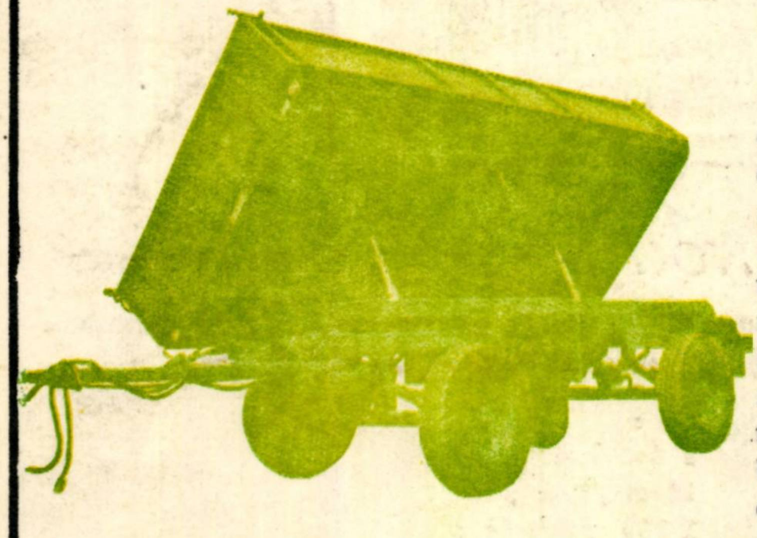
Se foloseşte pentru transportul materialelor în vrac, al materialelor de construcţie, al minereurilor şi al altor produse care permit descărcarea prin basculare. Bena basculează spre spate cu ajutorul unei instalaţii hidraulice (o pompă de ulei, un robinet de comandă şi doi ridicători telescopici).

Autobasculanta tip ROMAN 12.215 DFK

1977 SEP 22

Transportă materiale în vrac, materiale de construcţie, minereuri şi alte produse care se descarcă prin basculare. Bena se basculează spre spate cu ajutorul unei instalaţii hidraulice (pompă de ulei, robinet de comandă şi un ridicător telescopic).





Remorca basculantă RM-7

Cu remorca basculantă tip RM-7 tractată de tractor se pot transporta diferite produse ca: sfeclă, nutreţ verde sau uscat, snopi de grîu, îngrăşăminte naturale sau artificiale. Descărcarea se face cu ajutorul unei instalaţii hidraulice de basculare a benei, acţionată de la tractor. Bena se poate bascula pe două părţi (lateral stînga şi dreapta). Remorca poate fi tractată de tractorul U-650 sau altul similar. Pentru export în ţările cu climat cald-uscat sau cald-umed, remorca se protejează corespunzător.

E3279

64

R REFERÁLVA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

7

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI • BUCUREȘTI • ANUL XXIX • nr. 7 • IULIE 1977

Institutul

de cercetări si proiectări tehnologice

pentru industria construcţiilor de maşini

Şos. Olteniţei 105, sector 5, Bucureşti

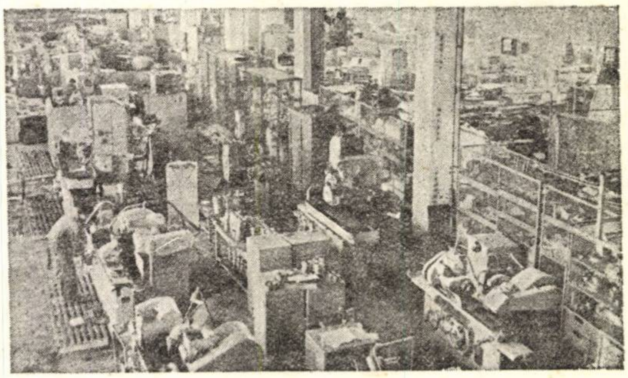
telefon: 83 21 70 —— telex: 11798

ICPTCM

ACTIVITATI

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

Vedere parţială din baza de execuţie
Sectorul prelucrări mecanice



PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

- Prelucrări mecanice prin aşchiere
- Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale (electroeroziune, electrochimie, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanţare şi deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice şi vopsire
- Montaj mecanizat şi automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acţionări hidraulice şi pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboţi etc.
- Organe de maşini de uz general (angrenaje, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibraţii)
- Organizarea proceselor de fabricaţie în atelierele de prelucrări şi montaj
- Codificarea informaţiilor pentru prelucrarea automată a datelor
- Balanţarea capacităţilor de producţie
- Planificare, programare, urmărire a producţiei
- Tehnologii tipizate şi normative de timp

Laboratorul de organe de maşini

Laboratorul de acţionări hidraulice

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXIX, Nr. 7, IULIE 1977

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI ÎN DOMENIUL AUTOVEHICULELOR ȘI TRACTOARELOR

1. Autovehicule

CURSARU, I. :	**Determinarea factorului de amplificare a perturbațiilor și influența lui asupra stabilității autovehiculelor, în raport cu diferiți parametri ai acestora în mișcare.**	321
STOICESCU, A. :	**Aplicarea teoriei similitudinii la determinarea unor parametri dimensionali, masici și de consum ai automobilelor.**	327
VĂRZESCU, V. : VĂITEANU, D.	**Influența transmisiilor automate asupra dinamicității și economicității automobilelor.**	331
COȘEREANU, I., : DEUTSCH, I., OLARIU, V., ENACHE, I., TÖLGYES, L.	**Studiu experimental asupra amortizorului cu pernă de aer.**	337
CIOBANU, M. :	**Modelarea cutiilor de viteză, planetare (p. I).**	343
DOBOȘAN, V. : CAȘCAVAL, N., UNGAR, R., IRIMESCU, I.	**Realizarea saboților de autocamion prin sudarea în găuri, automatizată.**	347
RUGINĂ, I., PAVEN, H. :	**Combaterea vibrațiilor structurale cu ajutorul materialelor viscoelastice.**	352

2. Tractoare

PETRESCU, N.	**Metodă pentru aprecierea calității suspensiei scaunelor pentru autovehicule și tractoare.**	356
POPESCU, S.	**Contribuții la cercetarea sarcinilor dinamice în transmisia tractoarelor pe roți în procesul pornirii din loc și demarării.**	360
NĂSTĂSOIU, S.	**Neconcordanța cinematică în sistemul de rulare la virajul tractoarelor pe roți 4 × 4 și influența ei asupra mecanicii acestor tractoare.**	365
JULA, A., ALEXANDRU, P. :	**Sistematizarea calculului cinematic al mecanismelor de direcție planetare ale vehiculelor pe șenile cu ajutorul schemelor bloc.**	371

Revista apare sub îndrumarea:
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Șerban Teodorescu

S U M A R

CZ: 629.113/.114

Cursaru, I.: **Determinarea factorului de amplificare a perturbaţiilor şi influenţa lui asupra stabilităţii autovehiculelor, în raport cu diferiţi parametri ai acestora în mişcare.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 321, 9 fig., 1 tab., 12 ref.

CZ: 629.113/.114

Stoicescu, A.: **Aplicarea teoriei similitudinii la determinarea unor parametri dimensionali masici şi de consum ai automobilelor.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 327, 2 fig., 8 ref.

CZ: 629.113/.114

Vărzescu, V., Văiteanu, D.: **Influenţa transmisiilor automate asupra dinamicităţii şi economicităţii automobilelor.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 331, 8 fig., 2 taf.,

CZ: 629.113/.114 : 621.752.3

Coşereanu, I., Deutsch, I., Olariu, V., Enache, I., Tötgyes, L.: **Studiul experimental asupra amortizorului cu pernă de aer.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 337, 6 fig., 3 tab., 10 ref.

CZ: 629.113/.114

Ciobanu, M.: **Modelarea cutiilor de viteze planetare (p I).**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 343, 3 fig,. 2 ref.

CZ: 629.114.4

Doboşan, V., Caşcaval, N., Ungar, R., Irimescu, I.: **Realizarea saboţilor de autocamion prin sudarea în găuri automatizată.**
Construcţia de maşini. 29 (1977), nr. 7, p. 347, 7 fig., 10 ref.

CZ: 629.113/.114

Rugină, I., Paven, H.: **Combaterea vibraţiilor structurale cu ajutorul materialelor viscoelastice.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 352 5 fig., 1 tab., 10 ref.

CZ: 629.113/.114 : 629.114.2

Petrescu, N.: **Metodă pentru aprecierea calităţii suspensiei scaunelor pentru autovehicule şi tractoare.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 356, 6 fig., 1 tab., 2 ref.

CZ: 629.114.2

Popescu, S.: **Contribuţii la cercetarea sarcinilor dinamice în transmisia tractoarelor pe roţi în procesul pornirii din loc şi demarării.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 360, 7 fig., 5 ref.

CZ: 629.114.2

Năstăsoiu, S.: **Neconcordanţa cinematică în sistemul de rulare la virajul tractoarelor pe roţi 4 × 4 şi influenţa ei asupra mecanicii acestor tractoare.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 365, 6 fig., 3 ref.

CZ: 629.1.032

Jula, A., Alexandru, P.: **Sistematizarea calculului cinematic al mecanismelor de direcţie planetare ale vehiculelor pe şenile cu ajutorul schemelor bloc.**
Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 371, 6 fig., 6 tab., 6 ref.

Revista ,,CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30; sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5. pentru revista ,,Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: 8 lei.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică ,,Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7321

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1977, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/8755/1976.

41.042

CONTENTS

DC : 629.113/.114

Cursaru, I. : **Determining the disturbance amplification factor and its influence upon motor vehicle stability with regard to various values in motion.**

By introducing new caracteristics in motor-vehicle research and experiment the present work provides answer to some motor-vehicle engineering, running and testing theory solution, allowing qualitative and quantitative estimation of motion stability on braking.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 321, 9 fig., 1 tab., 12 ref.

DC : 629.113/.114

Stoicescu, A. : **Application of the similitude theory on determination parameters.**

It is proved, that the geometrical and material similitude cannot achieve the similitude of tractive performances and fuel consumption. The correlation between specific conventional weight and the axle base also between the fuel consumption and criterion $P_{max}/(V_{max}\ C_{max})$ are analysed.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 327, 2 fig., 8 ref.,

---

DC : 629.113/.114

Vărzescu, V., Văileanu, D. : **The influence of the automatic gearbox upon automotive dynamics and economy.**

In this paper, the authors emphasize the influence of the automatic gearbox upon fuel consumption. At the same time it is shown, that this type of automatic gearbox makes car handling easier. Then, the authors present the results obtained after testing the behaviour of a bus, equipped with automatic gearbox of Voith type and then with mechanical gearbox.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 331, 8 fig., 2 tab.

DC : 629.113/.114 : 621.752.3

Coşereanu, I., Deutsch, I., Olariu, V., Enache I., Tolgyes, L. : **Experimental research on compressed air shock absorber air cushion.**

The compressed air shock absorber is used with the suspension of modern road and railway vehicles. By introducing air cushions metalic elastic parts having linear elastic features are partly or totally eliminated a progressive nonlinear elastic feature being obtained, which provides the suspension with a rigidity that varies with the load. The mixed gas-steel type of suspension, consisting of a shock absorber with an air cushion and a progressive blade spring was patented as invention by the University of Braşov. It is upon this type of suspension that an experimental research has been conducted at the Braşov Plant for Trucks and Vehicles to air cushion shock absorbers. The conclusion has been drawn that the frequency of oscillation with mixed gas-steel suspensions shows a low range of variation between nominal and void load.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 337, 6 fig., 3 tab., 10 ref.

DC : 629.113/.114

Ciobanu, M. : **Planetary gear box simulation.**

This work sets out motion equations and relations among the transitory and stationary driving functions as well. Some of the quantities are applicable in design computation of turning gears on crawler vehicles.

Construcţia de maşini, 29(1977), nr. 7, p. 343, 3 fig., 2 ref.

DC : 629.114.4

Doboşan, V., Caşcaval, N., Ungar, R., Irimescu, I. : **Brake block execution through automized hole welding.**

As applications through a rather restricted technic, the hole welding presents however some advantages and frequently it is the unique solution for rational joints.

Such a case is offered by truck brake blocks. By automizing the process in this case, one of the few ones achieved up to the present in this technic, high economical efficiency has been obtained.

The automaton built and the test results on joints are presented.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 347, 7 fig., 10 ref.

DC : 629.113/.114

Rugină, I., Paven, H. : **Control of structure-borne noise by using viscoelastic materials.**

În order to reduced the level of structure-borne noise of the cars, the authors studied the method of damping b the use of viscoelastic materials. The determination method of mechanical dynamic properties of damping materials and the practical solution in the case of a commercial car are presented.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 352, 5 fig., 1 tab., 10 ref.

DC : 629.113/.114 : 629.114.2

Petrescu, N. : **Quality estimating method for vehicle and tractor seat suspensions.**

The work suggests a practical efficiency checking method of vehicle and tractor seat suspension, as well as of other working places, according to ISO 2631.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 356, 6 fig., 1 tab., 2 ref.

DC : 629.114.2

Popescu, S. : **Contributions to reasearch on the dynamic load in wheel tractor transmission.**

The paper analyses the influence of different constructive and operating factors on the load acting on the transmision elements of wheel tractors. Especially, the case of starting the tractor — machine aggregate is studied.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 360, 7 fig., 5 ref.

DC :629.114.2

Năstăsoiu, S. : **Kinematic incongruity within the 4 × 4 steered truck-tractors driving assembly and its influence upon these tractors mechanics.**

The kinematic incongruity within the driving sussembly system on the 4 × 4 truck-tractors is theoretically and experimentally treated appearing when steering the classical steering system tractors (by front wheels deflection) on reason of unequal theoretical rotation speed of the wheels on both driving axles.

It is also theoretically and experimentally analysed how spurious power within the U-551 tractor transmission circulates.

The analytical method to ascertain how periphery tensile force is distributed between the two driving axles is also described.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 365, 6 fig., 3 ref.

DC : 629.1.032

Jula, A., Alexandru, P. : **Systemizing the kynematic calculus of planetary steering ger for creeper tracks by the means of low charts.**

The work presents the construction way of low charts, for planetary steering gears of creeper tracks, the connection between these charts and the construction of the kynematic gear chart. Usingow charts, the way to obtain relations are shown, giving transmission ratios (in different characteristical functional cases) and showing the necessary orders.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 371, 6 fig., 6 tab., 6 ref.

SOMMAIRE

CD : 629.113/.114.

Cursaru, I. : **La détermination du facteur d'amplification des perturbations et son influence sur la stabilité des véhicules-moteur par rapport a leurs parametres diferents en mouvement.**

Par l'introduction d'une caractéristique nouvelle dans l'étude de l'expérimentation des véhicules,-moteur, l'ouvrage apporte quelques contributions à l'élucidation de quelques aspects de la théorie de l'essai, de la construction et de l'exploitation des véhicules-moteur, en permettant l'estimation qualitative et quantitative de la stabilité du mouvement, au freinage.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 321, 9 fig., 1 tab., 12 ref.

CD : 629.113/.114

Stoicescu, A. : **L'application de la théorie de la similitude à la détermination de certains parameters dimensionnels, de masse et de consommation des automobiles.**

L'article demontre que la similitude gécmétrique et matérielle ne permet pas la realisation de la similitude des performances de traction et d'economicité. On y analyse la correlation entre le poids spécifique conventionnel et l'empattement d'une part, et entre la consumation de combustible et la criterium $P_{max}/(V_{max}\ G),max$ d'autre part.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 327, 2 fig., 8 ref.

CD : 629.113/.114

Vărzescu, V., Văiteanu, D. : **L'influence des transmissions automatiques sur les caracthéristiques dynamiques et economiques des automobiles.**

L'article met en évidence la manière par laquelle l'utilisation des transmissions automatiques nfluence la consumation du combustible.

En même temps ce genre de transmission présente des répercussions favorables même auprès des manipulations de l'automobile. Ensuite, on présente les résultats des expérimentations obtenus à l'aide d'un autobus équipé d'une transmission automatique de type Voith ou d'une transmission mécanique.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 331, 8 fig., 2 tab.

CD : 629.113/.114 : 621.752.3

Coşereanu, I., Deutsch, I., Olariu, V., Enache, I., Tölgyes, L. : **Etude expérimentelle de l'amortisseur a coussin d'air.**

L'amortisseur à coussin d'air est utilisé aux suspensions moderns des véhicules routiers et ferroviaires. Par l'introduction du coussin d'air on élimine en tout ou en partiel es éléments élastiques métalliques à caractéristique élastique linéaire, en réalisant une caractéristique élastique non-linéaire progressive (dure) qui confère à la suspension une rigidité variable avec la charge.

La suspension mixte, type gaz-acier, compossée d'un amortisseur à coussin d'air et un ressort lamellaire progressif, a été brevetée en tant qu'invention par l'Université de Braşov. Sur ce type de suspension on a effectué, à l'Usine d'autocamions de Braşov, l'étude expérimentelle de l'amortisseur à coussin d'air dont la conclusion a été que la fréquence des oscillations de la suspension mixte gaz-acier présente une faible variation entre la charge nominale et la charge à vide.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 337, 6 fig., 3 tab., 10 ref.

CD : 629.113/.114,

Ciobanu, M. : **Modelage sur calculateur des boites de vitesses, planetaires.**

L'ouvrage établit les écuations de mouvement, ainsi que les relations entre les fonctions de mise en mouvement en régime transitoire et stationnaire. Quelques valeurs sont utiles dans le calcul de projection des mécanismes de virage aux véhicules à chenilles.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 343, 3 fig., 2 ref.

CD : 629.114.4

Doboşan, V., Caşcaval, N., Ungar, R., Irimescu, I. : **La réalisation des sabots d'auto-camion par le soudage en trous automatisés.**

Quoique ses applications sont réduites, le procédé de soudage en trous présente des avantages ~~et~~ plusieurs fois ~~même~~ l'unique solution pour les assemblages rationnels. Un tel cas offrent les mâchoires de frein des autocamions. Par l'automatisation du procédé on a obtenu une efficience économique. On y présente l'automate réalisé et les résultats des essais faits sur les assemblages.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7. p. 347, 7 fig., 10 ref.

CD : 629.113/.114

Rugină, I., Paven, H. : **Réduction du bruit structural par revêtement viscoelastique.**

Envisageant la question de la réduction du niveau du bruit structural dans le cas d'une automobile, les auteurs se proposent d'utiliser la technique du revêtement avec des matériaux à comportement viscoélastique. On y démontre la méthode de déterminations des propriétés dynamiques de ces matériaux et la solution pratique pour réaliser un traitement pareil de la carosserie d'une automobile de série.

Construcţia de maşini, 29 1977), no. 7, p. 352, 5 fig., 1 tab., 10 ref.

CD : 629.113/.114 : 629.114.2

Petrescu, N. : **Méthode d'estimation de la qualité de la suspension des sieges de véhicules-moteur et tracteurs.**

L'ouvrage propose une méthode pratique de vérification de l'éfficacité de la suspension des sièges de véhicules — moteur et tracteurs et pour d'autre lieux de travail, conformément à la norme ISO 2631.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 356, 6 fig., 1 tab., 2 ref.

CD : 629.114.2

Popescu, S. : **Contributions a la recherche des charges dynamiques dans la transmission des tracteurs a roues.**

L'ouvrage analyse l'influence des différents facteurs constructifs et d'exploitation sur les charges dynamiques qui sollicitent les organes de la transmission des tracteurs à roues, pendant le processus de la mise en marche et du démarrage de l'agregat tracteur-machine agricole.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 7, p. 360, 7 fig., 5 ref.

CD : 629.114.2

Năstăsoiu, S. : **Nonconcordance cinématique dans le système de roulage au virage des tracteurs à roues 4 × 4 et son influence sur la mécanique des tracteurs.**

On étudie, théoriquement et expérimentalement, le probleme de la nonconcordance cinématique dans le système de roulage des tracteurs à roues 4 × 4, qui surgit au virage des tracteurs à schéma classique de virage (par le braquage des roues avants) à cause de l'inégalité des vitesses périphériques théoriques des roues motrices.

On souligne, par recherches théoriques et expérimentales, la circulation de la puissance parasite qui surgit dans la transmission du tracteur U-651. On présente aussi la méthode de la détermination par voie analytique de la distribution des forces tangentielles de traction totale entre les deux axes.

Construcţia de maşini, 29(1977), no. 7, p. 365, 6 fig., 3 ref.

CD : 629.1.032.

Jula, A., Alexandru, P. : **Systematisation du calcul cinématique des mécanismes de direction, planétaires, des véhicules à chenilles a l'aide des schémas-blocs.**

L'ouvrage présente le mode de construction des schémas-blocs pour les mécanismes de direction, planétaires, des véhicules à chenilles, la liaison entre ces schémas et la construction du schéma cinématique du mécanisme. En utilisant les schémas-blocs on démontre le mode d'obtenir les relations qui donnent les rapports de transmission (dans de divers cas fonctionnels, caracthéristiques) et les commandes nécessaires.

Construcţia de maşini, 29(1977), no. 7, p. 371, 6 fig., 6 tab., 6 ref.

INHALTVERZEICHNIS

DK : 629.113/.114.

Cursaru, I. : **Bestimmung des störverstärkungsbeiwertes und dessen Wirkung auf Fahrzeugstabilität in Abhängigkeit von verschiedenen Bewegungs-kenngrössen.**

Durch Finleitung einer neuen Kenngrösse zum Fahrzeugstudium — und — Versuch, bringt diese Arbeit neuen Beiträge hervor, für Klärung einiger teoretischen Versuchs —, Konstrucktions —, u. Betriebsaspekte der Fahrzeugen, die eine qualitativen und quantitativen Beurteilung der Bewegungsstabilität bei Bremsen erlauben.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 7, S. 321, 9 bild, 1 tab., 12 ref.

DK : 629.113/.114

Stoicescu, A. : **Die Anwendung der Gesetzähnlichkeit zur Bestimmung von Kraftfahrzeugparametern.**

Man beweist dass die geometrische und materielle Ähnlichkeit die Ähnlichkeit der Antriebsleistungsfähigkeit und des Kraftstoffverbrauchs nicht erzielen kann. Es, wird die Korelation zwischen dem speziphischen konventionellen Gewicht und der Abstand also zwischen dem Kraftstoffverbrauch und dem Kriterium P_{max} (P_{max} G_{max}) analysiert.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 7, S. 327, 2 bild, 8 ref.

DK : 629.113/.114

Vărzescu, V., Văiteanu, D. : **Der Einluss der automatischen Ontrielle betreffend der Fahrzeug dynamik und ekonomie.**

Die Autoren zeigen in diesem Artikel die Art und Weise ure sich die Anwendung der automatischen Antriebe auf den Kraftstoffverbrauch verhält. Gleichzeitig gibt man an, dass diese Ant iebsart einen günstigen Effekt auch durch die Erleichterung der Fahrzeugführung ausübt. Es werden, weiter, die experimentellen Ergebnisse angegeben, die von dem Autoren, im Rahmen der Probeversuche mit einem Bus durchgeführt wurden-welcher der Reiche nach, mit einem automatischen Antriebskasten Typ Voith und dann mit einem mechanischen Antriebskasten ausgerüstet wurde.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 7, S. 331, 8 bild, 2 tab.

DK : 629.113/.114 :621.752.3

Coşereanu, I., Deutsch, I., Olariu, V., Enache, I., Tölgyes, L. : **Experimentalstudie über Luftpolsterdämpfer.**

Der Luftpolsterdämpfer wird bei den modernen Aufhängungen der Strassen und Eisenbahnfahrzeuge verwendet. Durch Einführung des Luftpolsters werden die elastischen Elemente mit linearen elastischen kennzeichen gänzlich oder teilweise beseitigt, wobei ein nichtlineares, progressive (harte) elastisches Kennzeichen zustandekommt, das der Aufhängung eine mit der Belastung veränderliche Steifheit verleiht. Die gemischte Aufhängung der Type Gas-Stahl, die aus einem Luftpolsterdämpter und einer lamellaren Feder zusammengesetzt ist, wurde seitens der Universität Braşov patentiert. Aufgrund dieser Aufhängungstype wurde im Braşov Lastkraftwagenwerk die experimentelle Studie über Luftpolsterdämpfer durchgeführt, woraus die Schlussfolgerung gezogen werden konnte, dass die Schwingungsfrequenz der gemischten Aufhängung der Gas-Stahl Type eine geringe Variation zwischen Normalbelastung und Nichtbelastung aufweist.

Construcţia de maşini, 29 (1977), N. 7, S. 337, 6 bild, 3 tab., 10 ref.

DK : 629.113/.114

Ciobanu, M. : **Gestaltung des planeten-Getriebekasten.**

Die Arbeit stellt die Bewegungsgleichungen als auch die Verhältnisse zwischen den transitorischen und stationären Wirkungsfunktionen fest. Einige Beträge sind zur Entwurfsberechnung der Drehwerke der Raupenfahrzeugen brauchbar

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 7, S. 343, 3 bild, 2 ref.

DK : 629.114.4

Doboşan, V., Caşcaval, N., Ungar, R., Irimescu, I. : **Durchfürung der LKW-Bremsstöcke durch automatisierten Löcherchweisung.**

Als Anwendungen zwar ein wenig verbreitetes Verfahren, weist die Löcherschweissung Vorteile auf und stellt sogar manchmal die einzige Lösung für zweckmässigen Verbindungen dar.

Einen solchen Fall bieten die LKW-Bremsstöcke. Durch Automatisierung des Verfahrens in diesem Falle, eine der wenigen gegenwärtig verwirklichten Automatisierungen in diesem Verfahren, erreichte man eine hoche Wirtschaftlichkeit. Man beschreibt den gebauten Automat und die Versuchsergebnisse betreffs der Verbindungen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), N. 7, S. 343, 7 bild, 10 ref.

DK : 629.114/.114

Rugină, I., Paven, H. : **Minderung des Körperschalls mittels vyscoelastischer Materialen.**

Zweicks Minderung des Körperschalls von Fahrzeugen, untersuchen die Autoren die Dämpfungseigenschaften vyskoelastischer Materialen. Es wird eine Methode für die Ermittlung des dynamischen Verhaltens von Dämpfungsmaterialien beschrieben und die praktische Verwendung an Fahrzeugen aus der Serienfabrikation dargestellt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 7, S. 352, 5 bild, 1 tab., 10 ref.

DK : 629.113/.114 : 629. 114.2

Petrescu, N. : **Methode zur Beurteilung der Sitzaufhängung der Fahrzeugen und Schleppern.**

Es wird eine praktische Methode zur Wirksamkeit der Schleppern sitzaufhängungen Fahrzeug — und Schleppern, als auch anderer Betriebsplätze, ISO 2631 gemäss, vorgeschlagen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), N. 7, S. 356, 6 bild, 1 tab., 2 ref.

DK : 629 114.2

Popescu, S. : **Beitrage in Bezug auf Untersuchung der dynamischen Belastungen im Triebwerk von Radschleppern.**

In der Arbeit wird der Einfluss der verschiedenen Bau — und Betriebsbedingungsfaktoren auf die dynamischen Belastungen in den Bauteilen des Schleppertriebwerks analysiert, die während des Anfahr — und Beschleunigungsvorgang des Schleppers auftreten.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, p. 360, 7 bild, 5 ref.

DK : 629.114.2

Năstăsoiu, S. : **Die kinematische Nichtübereinstimmung der Laufantrieb bei 4×4 Radschlepperlenkung und ihrer Einfluss über die Mechanik dieser Schleppern.**

Die Arbeit untersucht teoretisch und experimentell das Problem der kinematischen Nichtübereinstimmung, die auf der 4 × 4 Radschlepperlenkung, klassischer Lenkschema-Schlepper (durch Lenkeinschlag der Stirnräder) wegen der teoretischen ungleichmässiger Umlaugeschwindigkeiten der Räder, auf beiden Antriebswellen erscheint.

Durch teoretischen und experimentellen Analyse zeichnet man den parasitären Leistungsumlauf aus, der im Schlepper U-651 auftritt, als auch die analytische Bestimmungsmethode zur Verteilung der tangentialen Gesamtzugkraft zwischen den Antriebswellen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 7, S. 365, 6 bild, 3 ref.

DK : 629.1.032

Jula, A., Alexandru, P. : **Die Systematisation der kynematischen Berechnung von planetaren Lenkgetrieben für Gleiskettenfahrzeuge mit Blockierungsschaltungseinsatz.**

Die Arbeit zeigt die Bildungsweise von Blockierungschaltungen für planetaren Lenkgetriebe von Gleiskettenfahrzeugen, den Zusammenhang zwischen diesen Schaltungen und die Bildung der Kynematischen Getriebenschaltung. Mit Einsatz von Blockierungsgetrieben, wird die Erhaltungsweise der Relationen gezeigt, die die Achsenübersetzungen (in verschiedenen charakteristischen Funktionsställen) und die nötigen Steuerungen angeben.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 7, S. 371, 6 bild, 6 tab., 6 ref.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 629.113/.113

Курсару, И.: **Определение коэффицента усиления возбуждении и их влияние на устойчивость автомобилей в отношении их различных параметров при движении.**

Применением новой характеристики при исследовании и экспериментировании автомобилей, настоящая работа принесет свой вклад в выяснение некоторых аспектов испытательной теории, конструкции и эксплуатации автомобилей, позволяя количественную и качественную оценку устойчивости движения при торможении.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 321, 9 фиг., 1 таб., 12 реф.

ДК: 629.113/.114

Стойческу, А.: **Употребление теории одинаковости у определения некоторых размерных параметров — массовых и для расхода — автомобилей.**

В статье анализируются возможности определения некоторых размерных параметров (массовых и для расхода) автомобилей употреблением теорий одинаковости, соблюдая одинаковость достижений тяги. Устанавливаются критерия одунаковости для расхода топлива автомобили, и их накладывании у превращеяия статистических данных.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 327, 2 фиг., 8 реф.

ДК: 629.113/.114:621.752.3

Вэрзеску, В., Вэйтеану, Д.: **Влияние автоматической передачи на динамизм и прибыльность автомобилей.**

В статье выделяется воздействие использования автоматических передач на расход горючего; упомянутый вид таких автоматических передач смягчает маневрирование автомобилей. В этом контексте, представляются опытные результаты полученные на испытаниях с автобусом, по порядку оборудованный с автоматической коробкой передач вид Voith, и механической коробкой передач.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 331, 8 фиг., 2 таб.

ДК: 629.113/.114:621.752.3

Кошереану, И., Дойч, И., Олариу, В., Енаке, И., Тьёлдеш, Л.: **Экспериментальное изучение пневбатического амортизатора.**

Пневматический амортизатор применяется в современных подвесках автомашин и железнодорожного подважного состава. Комбинированная подвеска типа газ — сталь, состоящая из амортизатора с пневмартической подушкой из пластинчапой прогрессивной рессоры, была патентирована в качестве изобретения университета г. Брашов.

Частота колебаний комбинированной подвески газ — сталь располагает небольшой вариацией между номинальной и холостой нагрузкой. Экспериментальное изучение амортизатора произведено на автозаводе г. Брашов.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 337, 6 фиг., 3 таб., 10 реф.

ДК: 629.113/.114

Чобану, М.: **Моделирование планетарных коробок передач.**

В работе устанавливаются уравнения движения, а также отношения между функциями передачи в переходном и установившемся режимах. Некоторые величины пригодны для проектного расчета механизмов поворота гусеничных автомобилей.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7. стр. 343, 3 фиг., 2 реф.

ДК: 629.114.4

Добошан, В., Кашкавал, Н., Унгар, Р., Примеску, И.: **Из опыта приготовления производства кузоба грузовых автомашин с передовой рубкой и выполнения линий сборки.**

Статье исследует технологическое приготовление, утилизированное в строение кузовов, своеобразный процесс вследствие сборки множества обрабатываемых жестяных деталей, с сложными холодками, которые должно соответствовать отметкам и скпускаемым отклонениям мастер-модели реализированный нывозь технику смол.

сеПредставляется первая линия, задуманная в стране, для ирийного производства передовой рубки грузовых автомшаин перспективы для будущности.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 347, 7 фиг., 10 реф.

ДК: 629.113/.114

Руджинэ, И., Павэн, Х.: **Уменшение уробень шума кузов с помощью вязкоурпугих материалов.**

Для понижения уровня шума металлической части кузова, авторы ставят себе целью применить метод вибропоглащающих покрытий из вязкоупругих материалов. Приводится метод определения динамических свойств этих материалов и практическое решение в случае серийного автомобиля.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 352, 5 фиг., 1 таб., 10 реф.

ДК: 629.113/.114:629.114.2

Петреску, И.: **Метод оценки качества подвески сидений автомобилей и тракторов.**

В работе предлагается практический метод проверки подвески сидений автомобилей и тракторов и других мест работы в соотвэтствии с нормой ISO 2631.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 356, 6 фиг., 1 таб., 2 реф.

ДК: 629.114.2

Попеску, С.: **Исследования динамических нагрузок в трансмиссии колёсных тракторов.**

В работе даётся анализ влияния различных конструктиувных и эксплуатационных факторов на нагрузках которые действуют в отдельных органов трансмиссии колёсных тракторов. Исследуется особенно случай трогания с места и разчона агрегата трактор—машина.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 360, 7 фиг., 5 реф.

ДК: 629.114.2

Нэстэсою, С.: **Кинематическое несоответствие в ходовой части при повороте колесных тракторов 4×4 и его влияние на механику этих тракторов.**

В работе теоретически и эксепериментально рассматривается вопрос кинекматического несоответствия в ходовой части колесных тракторов 4×4, возникающего при повороте тракторов с классической схемой поворота (поворотом передних колес) из-за неравенства теортических окружных скоростей колес обеих ведущих мостов.

Выявляется путем теоретических и экспериментальных исследований циркуляция паразитной мощности, возникающая в трансмиссии трактора U-651.

Представлена также методика определения аналитическим путем распределения общей тангенциональной силы тяги между обеими мостами.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 7, стр. 365, 6 фиг., 3 реф.

ДК: 629.1.032

Жула, А., Александру, П.: **Систематизация кинематического расчёта планетарных механизмов рулевого управления гусеничных грузовых автомобилей при помощи блок-схем.**

Статье представляет способ строения блок-схем для планетарных механизмов рулевого управления гусеничных грузовых автомобилей, соединение между этими блок-схемами и и строением кинематической схемы механизма. Использовая эта блок-схема, доказывается способ достижения соотношений которые дают передаточные числа (в разных функциональных характеристических случаях) и необходимые управления.

Construcţia de maşini, 29, (1977), н. 7, стр. 371, 6 фиг., 6 таб., 6 реф.

CZ: 629.113/.114

Determinarea factorului de amplificare a perturbaţiilor şi influenţa lui asupra stabilităţii autovehiculelor, în raport cu diferiţi parametri ai acestora în mişcare

Dr. ing. Ioan CURSARU — I.C.P.A.T. — Braşov

Pentru următorii ani, în ţara noastră, se prevede o mărire considerabilă a producţiei de autovehicule, paralel cu diversificarea ei, ceea ce impune o îmbunătăţire permanentă a cercetării, proiectării, construcţiei şi exploatării autovehiculelor.

Siguranţa circulaţiei pe drumurile publice şi multiplele domenii şi condiţii de exploatare a autovehiculelor, fac să se simtă tot mai mult necesitatea studierii stabilităţii autovehiculelor în mişcare şi a influenţei anumitor parametri constructivi asupra acesteia, lucru care constituie obiectul prezentei lucrări.

Calculul teoretic al factorului de amplificare a perturbaţiilor

O importanţă mai mare în studiul stabilităţii mişcării o prezintă alcătuirea judicioasă a modelului matematic, care să permită obţinerea ecuaţiei de mişcare în condiţiile existenţei factorilor perturbatori permanenţi. Se consideră modelul simplificat al autovehiculului în regim de frînare (fig. 1).

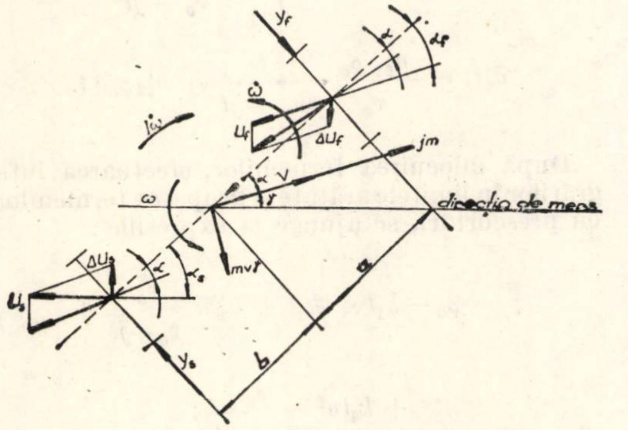


Fig. 1 Modelul simplificat al autovehiculului în regim de frînare

Pentru simplificarea calculelor se introduc următoarele ipoteze:

a) unghiurile sînt foarte mici (4...6°), întrucît $\alpha < \varepsilon$; $\sin\alpha \simeq 1$ şi $\cos\alpha \simeq 1$;
b) se neglijează influenţa elasticităţii suspensiei;
c) masele nesuspendate se includ în masele suspendate;
d) se neglijează componentele longitudinale ale forţelor de ghidare, fiind mult mai mici decît forţele periferice la roţi;
e) se neglijează oscilaţiile de tangaj şi ruliu.

Ecuaţiile de echilibru cu forţele mvj şi jm vor fi:

$$y_s + U_s\cdot\Delta\alpha_s - mvj - y_f - U_f\,\Delta\alpha_f = 0;$$

$$I\dot{\omega} + y_s b + y_f a + \Delta U_f a + \Delta U_s b = 0;$$

$$U_f + U_s - j\,m = 0.$$

Cu expresiile: $y_s = k_s\left(\alpha + \frac{b\omega}{v}\right)$; $y_f = k_f\left(\alpha + \frac{a\omega}{v}\right)$ şi cu substituţia $\omega = \frac{\omega_0\rho}{b}$ respectiv $\dot{\omega} = \frac{\omega_0}{b}\cdot\dot{\rho}$ unde V_0 este viteza iniţială a frînării, rezultă;

$$\dot{\rho} = \frac{1}{I\cdot V_0}(-k_s b^2 - k_f ab)\alpha + \frac{1}{I\cdot V}\left[-(k_s + U_s)b^2 + (k_f - U_f)a^2\right]\cdot\rho$$

$$\dot{\alpha} = \frac{(-k_s + k_f)}{m\cdot v}\alpha + \frac{v_0}{m\cdot v^2}\left\{\left[-(k_s + U_s) + (U_f - k_f)\frac{a}{b}\right] + \frac{mv^2}{b}\right\}\cdot\rho$$

respectiv:

$$\dot{\rho} = a_{11}\,\alpha + \frac{a_{21}}{v}\alpha + \left(\frac{a_{22}}{v^2} + a'_{22}\right)\cdot\rho$$

unde:

$$a_{11} = \frac{-k_s b^2 - k_f ab}{I\cdot V_0}; \qquad [\mathrm{Y}_s]$$

$$a_{12} = \frac{-(k_s + U_s)b^2 + (k_f - U_f)a^2}{I}; \qquad \left[\frac{m}{s^2}\right]$$

$$a_{21} = \frac{-k_s + k_f}{m}; \qquad \left[\frac{\mathrm{m}}{\mathrm{s}^2}\right]$$

$$a_{22} = \frac{-(k_s + U_s) + (U_f - k_f)\frac{a}{b}}{m}; \qquad \left[\frac{m^2}{s^3}\right]$$

$$a'_{22} = \frac{V_0}{b}. \qquad [1/s]$$

Condiţiile de stabilitate corespunzătoare rezultă din :

$$a_{11}\left(\frac{a_{22}}{v^2}+a'_{22}\right)-\left(\frac{a_{12}+a_{21}}{2v}\right)^2>0;$$

$$a_{12}\leqslant 0;\ a_{22}\leqslant 0.$$

Studiul calitativ asupra stabilităţii autovehiculelor prezintă avantajul că poate aduce concluzii rapide, chiar şi în cazul unor relaţii mai complicate, cum apar de exemplu la autovehiculele complexe.

Nu rezultă însă, complet, caracterul mişcării sub influenţa diferiţilor parametri constructivi şi de regim.

Pe baza măsurătorilor experimentale efectuate în diferite condiţii, pot fi obţinute valori concrete ale parametrilor α şi ρ, respectiv ω.

Cunoscînd condiţiile iniţiale y_0 şi z_0 se poate utiliza metoda integrării aproximative succesive a sistemului de forma :

$$\dot{y}(x)=a(x)y+b(x)z;$$

$$\dot{z}(x)=c(x)y+d(x)z.$$

cu $y|_{x=x_0}=y_0$, respectiv $z|_{x=x_0}=x_0=z_0$, unde x este variabilă independentă cuprinsă într-un interval determinat. Condiţia impusă pentru aplicarea metodei integrării aproximative constă în faptul că coeficienţii variabili ai necunoscutelor y şi z trebuie să fie continui pentru domeniul lui x.

Sistemul de ecuaţii diferenţiale care descrie mişcarea în planul căii de rulare, poate fi adus la forma :

$$\dot{\rho}=a_{11}\alpha+\frac{a_{12}}{v}\cdot\rho;$$

$$\dot{\alpha}=\frac{a_{22}}{v}\alpha+\left(\frac{a_{22}}{v^2}+a'_{22}\right)\cdot\rho$$

unde :

a_{ij} sînt funcţiile determinate mai sus;

V este viteza de deplasare;

α, ρ sînt variabile care depind de timpul t.

Din mişcarea nestaţionară a autovehiculului interesează în mod deosebit procesul de frînare, întrucît pierderea stabilităţii este mult mai frecventă. Considerînd deceleraţia constantă (j = const.) coeficienţii a_{ij} rămîn tot constanţi pentru regimul de frînare considerat.

Pentru funcţia vitezei poate fi adoptată relaţia $v=v_0-jt$, unde V este viteza iniţială j-este deceleraţia, iar t este timpul. Cunoscînd condiţiile iniţiale pentru α_0 şi ρ_0 (unghiul de deviere mediu şi unghiul dintre viteza de rotaţie şi viteza de deplasare), rezultă în prima etapă :

$$\bar{\rho}(t)=\rho_0+\int_0^t a_{11}\alpha_0\,dt+\int_0^t\frac{a_{12}}{v}\cdot\rho_0\,dt;$$

$$\bar{\alpha}(t)=\alpha_0+\int_0^t\frac{a_{21}}{v}\alpha_0\,dt+\int_0^t\left(\frac{a_{22}}{v^2}+a'_{22}\right)\rho_0\,dt.$$

Pentru condiţii normale de circulaţie se poate considera $\alpha\cong a$. Această simplificare este justificată în cazul deplasării în linie dreaptă cu pneuri rigide la roţi. Experimentările efectuate arată, totodată, că rotirea axei vehiculului în planul căii, este mult mai frecventă şi mai periculoasă. Ca urmare relaţiile devin mai simple şi mai comode fără a reduce sensibil oglindirea fenomenului real.

Dacă ţinem cont şi de expresia vitezei, rezultă :

$$\bar{\rho}=\rho_0+\int_0^t\frac{a_{12}\cdot\rho_0}{v_0-jt}\cdot dt;$$

$$\bar{\alpha}=\int_0^t\left[\frac{a_{22}}{v_0-jt}+a'_{22}\right]\rho_0\,dt.$$

După integrare obţinem prima aproximaţie, care va fi :

$$\bar{\rho}(t)=\rho_0+\frac{a_{12}\,\rho_0}{j}\,ln\frac{v_0}{v_0-jt};$$

$$\bar{\alpha}(t)=\frac{a_{22}\,\rho_0}{v_0}\cdot\frac{t}{v_0-jt}+a'_{22}\rho_0\cdot t.$$

După înlocuirea termenilor, efectuarea integrărilor în limitele arătate şi gruparea termenilor, cu prescurtări, se ajunge la expresiile :

$$\bar{\bar{\rho}}=\rho_0-k_1t+k_2t+k_3ln\frac{v_0}{v_0-jt}+$$

$$+k_4ln^2\frac{v_0}{v_0-jt};$$

$$\bar{\bar{\alpha}}=R_1t+R_2\frac{t}{v_0-tj}+R_3ln\frac{v_0}{v_0-jt}+$$

$$+\frac{R_4}{v_0-jt}\,ln\frac{v_0}{v_0-jt}-R_5(v_0-jt)ln\frac{v_0}{v_0-jt}$$

Aceste relaţii reprezintă cea de a doua aproximaţie succesivă spre funcţiile $[\rho(t)]$ şi $[\alpha(t)]$

În relațiile prescurtate s-a notat cu R_i respectiv k_i expresiile :

$$R_1 = a'_{22}\rho_0 - \frac{a'_{22}\, a_1^2}{j}\rho_0 - \frac{a_{21}\, a'_{22}\rho_0}{j}; \quad R_4 = \frac{a_{22}\, a_{12}\rho_0}{j^2}$$

$$R_2 = \frac{a_{21}a_{22}\rho_0}{V_0 \cdot j} + \frac{a_{22}\rho_0}{V_0} - \frac{a_{22}a_{12}\rho_0}{V_0 \cdot j}; \quad R_5 = \frac{a'_{22}a_{12}\rho_0}{j^2}.$$

$$R_3 = \frac{a_{21}a'_{22}v_0}{j^2} \cdot \rho_0 - \frac{a_{22}\rho_0 a_{21}}{V_0 j^2};$$

respectiv :

$$K_1 = \frac{a_{11}a_{22}}{V_0 j}; \quad K_2 = \frac{a_{11}a'_{22}}{2};$$

$$K_3 = \frac{a_{11}a_{22}}{j^2} + \frac{a_{12}}{j}; \quad K_4 = \frac{a_{12}^2}{2j^2}.$$

Pentru calcul în continuare se ia în considerare numai expresia lui $\rho(t)$ fiind cea mai interesantă. Astfel, rezultă pentru aproximația a treia, relația :

$$\bar{\bar{\rho}} = \rho_0 + \int_0^t a_{11}\, \bar{\bar{\alpha}}\, dt + \int_0^t \frac{a_{12}}{V_0 - jt} \cdot \bar{\bar{\rho}} \cdot dt.$$

În urma înlocuirii expresiilor $\bar{\bar{\alpha}}$ respectiv $\bar{\bar{\rho}}$, relația ajunge la forma :

$$\bar{\bar{\rho}} = \rho_0 + \left(a_{11}R_3 - \frac{a_{11}R_2}{j} + \frac{a_{11}R_5V_0}{2} - \right.$$

$$\left. - \frac{a_{12}K_1}{j} - \frac{a_{12}K_2V_0}{j^2}\right) t + \left(\frac{a_{11}R_1}{2} + \frac{a_{11}R_5 j}{4} - \right.$$

$$\left. - \frac{a_{12}K_2}{2j}\right) t^2 + \left[\frac{a_{11}R_2V_0}{j^2} + \frac{a_{12}\rho_0}{j} - \frac{a_{12}K_1V_0}{j^2} + \right.$$

$$+ \frac{a_{12}K_2V_0^2}{j^3} - \frac{a_{11}R_3}{j}(v_0 - jt) +$$

$$\left. + \frac{a_{11}R_5}{2j}(V_0 - jt)^2\right] ln\, \frac{V_0}{V_0 - jt} + \left(\frac{a_{11}R_4}{2j} + \right.$$

$$\left. + \frac{a_{12}K_3}{2j}\right) l^2n\, \frac{V_0}{V_0 - jt} + \frac{a_{12}K_4}{3j} ln^3 \frac{V_0}{V_0 - jt}.$$

sau în scriere prescurtată :

$$\bar{\bar{\rho}} = \rho_0 + P_1 t + P_2 t^2 + P_3\, ln \frac{V_0}{V_0 - jt} +$$

$$+ P_4\, ln^2 \frac{V_0}{V_0 - jt} + P_5\, ln^3 \frac{V_0}{V_0 - jt}.$$

Ținînd cont că ρ_0 poate fi scos factor comun și de faptul că $\left[\omega_0 = \frac{\rho_0 V_0}{b}\right]$, respectiv $\left[\rho_0 = \frac{b}{V_0} \cdot \omega_0\right]$ rezultă :

$$\frac{\omega}{\omega_0} = 1 + P_1 t + P_2 t^2 + P^3\, ln \frac{V_0}{V_0 - jt} +$$

$$+ P_4\, ln^2 \frac{V_0}{V_0 - jt} + P_5\, ln^3 \frac{V_0}{V_0 - jt},$$

unde :

$$P_1 = a_{11}R_3 - \frac{a_{11}R_2}{j} - \frac{a_{11}R_5V_0}{2} +$$

$$+ \frac{a_{12}K_1}{j} - \frac{a_{12}K_2V_0}{j^2};$$

$$P_2 = \frac{a_{11}R_1}{2} + \frac{a_{11}R_5 j}{4} - \frac{a_{12}K_2}{2j};$$

$$P_3 = \frac{a_{11}R_2V_0}{j^2} + \frac{a_{12}\rho_0}{j} - \frac{a_{12}K_1V_0}{j^2} +$$

$$+ \frac{a_{12}K_0V_0^2}{j^3} - \frac{a_{11}R_3}{j^2}(V_0 - jt) + \frac{a_{11}R_5}{2j}(V_0 - jt)^2;$$

$$P_4 = \frac{a_{11}R_4}{2j} + \frac{a_{12}K_3}{2j}; \quad P_5 = \frac{a_{12}K_4}{3j}.$$

unde ω este viteza unghiulară a autovehiculului în planul căii de rulare.

Calculul raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ (gradul de amplificare a perturbației) are un interes practic în special prima etapă de circa o secundă, ținînd cont că timpul de reacție obișnuit este de maximum o secundă. Ca atare rezultă că este suficientă a treia aproximație la calculul lui (t) respectiv

Determinarea experimentală a raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ și influența lui asupra stabilității în raport cu diferiți parametri ai acestora.

Plecînd de la constatarea că acționarea sistemului de frînare constituie o perturbație în mișcarea autovehiculelor, s-a considerat că raportul dintre viteza unghiulară corespunzătoare vitezei inițiale a procesului de frînare și valoarea maximă a vitezei unghiulare din

timpul de frînare reprezintă factorul de amplificare $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ determinat pe cale teoretică mai sus.

Luînd ca exemplu de calcul autocamionul SR. 114, adoptînd metoda tabelară de calcul și folosind calculatorul numeric Olivetti, au rezultat valorile coeficienților Aij pentru $j = 4(\text{m/s}^2)$, ale coeficienților K_i, R_i și P_i, pe baza cărora s-a putut trece la calcularea raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ pentru diferite intervale de timp.

În tabelul 1 se prezintă comparativ evoluția valorii absolute a raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ și influența vitezei inițiale de la care începe procesul de frînare.

Tabelul 1

$j = 4 m/s$

Timpul (s)	Viteza inițială V_0(m/s) 15	18	20
0,25	1,60659	1,08975	0,88380
0,5	1,82203	0,35914	1,13742
1	4,60023	9,22773	13,75326
1,25	11,60569	16,68590	25,42000
1,5	28,93821	25,18735	41,00973

Cu datele din tabelul 1, s-a construit diagrama ce reprezintă variația raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0} = f(t)\right]$ din figura 2.

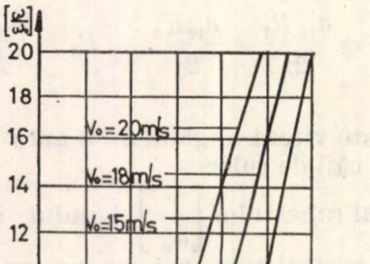


Fig. 2 Variația raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ funcție de viteza inițială a frînării la $j = 4$ m/s^2

Se observă că la vitezele considerate, de la o anumită perioadă raportul $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ crește rapid, acest lucru fiind cu atît mai pronunțat cu cît viteza este mai mare.

Considerînd timpul de reacție mediu de 0,5 secunde, iar perturbația instantanee $\omega_0 \cong 7$ (rad/s) rezultă că redresarea autovehiculului este posibilă numai în cazul vitezelor sub 20 m/s, astfel încît redresarea autovehiculului cu ajutorul manevrelor de volan devine imposibilă.

Influența vitezei inițiale V_0 asupra variației raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ rezultă din figura 3, unde s-a considerat cazul frînării de la diferite viteze cu $j = 4$ (m/s^2), pînă la o anumită viteză finală. Din diagramă se poate deduce efectul pozitiv al unei frînări intermitente la intervale mici de reducere a vitezei, față de frînările continue care duc la creșteri rapide ale raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ odată cu mărirea domeniului de viteze.

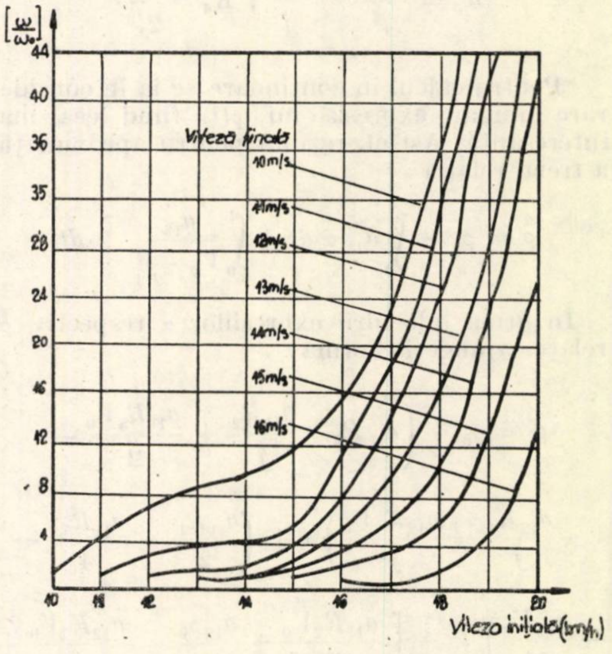


Fig. 3 Variația raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ în funcție de viteza inițială și viteza finală a frînării pentru $j = 4$ m/s^2

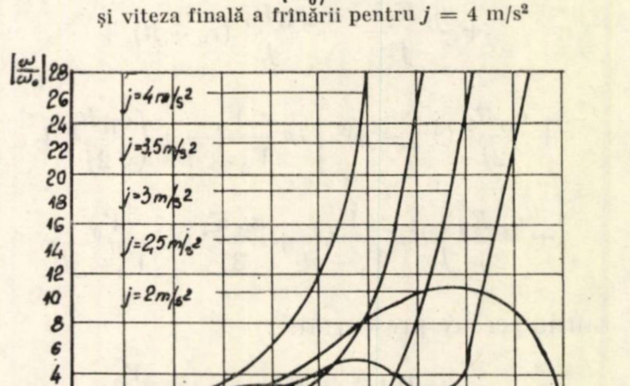


Fig. 4 Variația funcției $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ pentru viteza inițială 15 m/s

Influența decelerației asupra variației raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ rezultă din figura 4, unde se prezintă raportul în funcție de timp pentru diferite decelerații, viteza inițială a procesului de frînare fiind de 10 m/s.

Așa cum rezultă din diagramele de mai sus, în cazul unor decelerații mari 3,5 .... 4(m/s ^{2}), intervenția conducătorului auto, este iminentă, deja de la 1...1,5 sec.

În cazul unor decelerații mici, există posibilitatea ca mișcarea autovehiculului să se autostabilizeze.

În figura 5 se prezintă o comparație între variația valorilor teoretice ale factorului de amplificare $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ calculat pentru două viteze inițiale ale frînării, cu decelerația de 4(m/s ^{2}) și variația în timp a amplitudinii maxime a factorului de amplificare obținut pe cale experimentală.

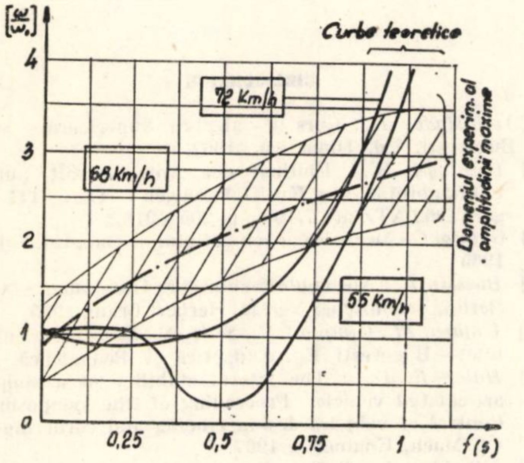


Fig. 5 Variația funcției $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ în timp

Din figură se observă că în domeniul de viteze de 68 km/h (viteza inițială a frînării), cîmpul de împrăștiere care există se află deasupra valorilor teoretice obținute din calcul. Din poziția relativă a curbelor rezultă faptul că odată cu mărirea vitezei inițiale, valoarea factorului de amplificare părăsește mai devreme domeniul valorilor experimentale maxime.

De asemenea. se observă că după circa o secundă valorile experimentale tind spre o valoare limită, spre deosebire de valorile teoretice, acest lucru datorindu-se următoarelor cauze :

— calculul teoretic nu ia în considerare și amortizările din pneuri, respectiv caracterul de histereză al caracteristicii pneului și nu ține cont de lucrul mecanic de frecare din zona de contact a pneului cu solul, care, de asemenea, are un efect de amortizare ;

— pentru perioade de timp mai mari, este necesar ca numărul aproximațiilor succesive din calculul teoretic să fie mărit ;

— confruntarea dintre variația factorului de amplificare obținut pe cale teoretică și cel determinat experimental trebuie limitată la valoarea unei secunde aceasta fiind perioada cea mai critică, deoarece în această perioadă conducătorul auto obține informațiile necesare cu privire la desfășurarea procesului de frînare. În funcție de mărirea factorului de amplificare și de $\omega_z(t)$, conducătorul auto trebuie să ia hotărîrea de a întrerupe procesul de frînare pentru stabilizarea mișcării, sau de a continua procesul de frînare cu aceeași intensitate, sau cu o intensitate mai mică.

În figura 6 se prezintă variația factorului de amplificare în funcție de viteza inițială a procesului de frînare, pentru sarcina utilă de 2 t.

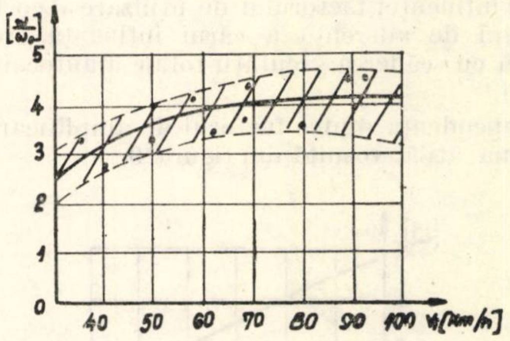


Fig. 6 Variația raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ în funcție de viteza inițială a frînării la $G_u = 2$ tf

Variația raportului $\left[\frac{\omega}{\omega_0}\right]$ cu autocamionul încărcat și descărcat, la valoarea nominală, s-a prezentat mai jos în :

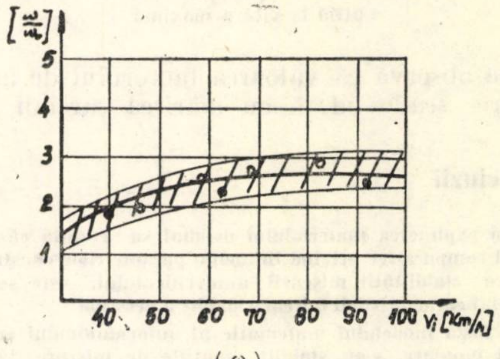


Fig. 7 Variația raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ în funcție de viteza inițială a frînării la $G_u = 4$ tf.

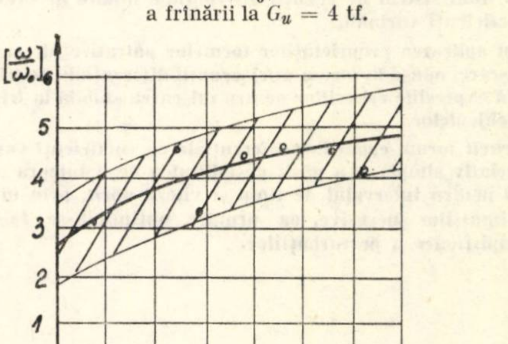


Fig. 8 Variația raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ în funcție de viteza inițială a frînării la $G_u = 0$

Din diagramele de mai sus, rezultă faptul că începînd de la o anumită viteză, factorul de amplificare își micșorează creșterea, aceasta datorîndu-se creșterii vitezei unghiulare ω_{z_0} cu viteza inițială și creșterea mai înceată a valorii ω_z cu viteza pe drumul considerat.

Totodată din compararea celor trei diagrame se observă că, odată cu creșterea sarcinii utile, se micșorează domeniul de împrăștiere a valorii factorului de amplificare. Acest lucru se datorește influenței factorului de utilizare al coeficientului de aderență a cărui influență crește odată cu scăderea greutății totale a autocamionului.

Dependența dintre factorul de amplificare și sarcina utilă, rezultă din figura 9.

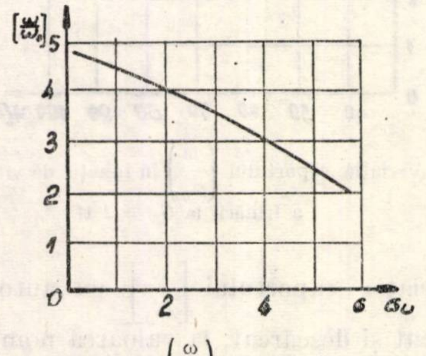


Fig. 9 Variația raportului $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ în funcție de greutatea utilă la viteza maximă

Se observă că valoarea factorului de amplificare scade odată cu mărirea sarcinii utile.

Concluzii

Din expunerea materialului de mai sus rezultă că pentru studii comparative privind influența parametrilor constructivi, asupra stabilității mișcării autovehiculului, este suficient calculul caracteristicii mișcării stabile a acestuia.

Pe baza modelului matematic al autocamionului cu două punți motoare, s-au stabilit ecuațiile de mișcare, iar prin înlocuiri convenabil alese, a rezultat ecuația de mișcare sub forma unui sistem de ecuații diferențiale liniare de ordinul I cu coeficienți variabili.

Prin aplicarea proprietăților formelor pătratice ale ecuației de mișcare, adusă la forma unei ecuații diferențiale matriciale, rezultă expresiile criteriilor pentru mișcarea stabilă la frînarea autovehiculelor.

Intrucît forma ecuațiilor diferențiale cu coeficienți variabili este relativ simplă, s-a găsit posibilitatea de a integra aceste relații pentru intervalul de timp și viteză dorit, prin metoda aproximațiilor succesive, ca urmare obținîndu-se factorul de amplificare a perturbațiilor.

Pentru scopurile practice interesează numai timpul sub o secundă, întrucît acesta corespunde cu timpul de reacție maxim al conducătorului auto.

Ca parametru de apreciere s-a adoptat raportul $\left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)$ **care reprezintă de fapt, factorul de amplificare a parametrului de stabilitate sub acțiunea perturbației. Pentru o gamă de viteze mici și intervalul de 1 secundă, rezultă că este suficientă aproximația a treia a relațiilor.**

La scăderea aderenței drumului, vitezele unghiulare ale autovehiculului, cresc monoton cu viteza de deplasare , iar sub influența unor perturbații instantanee, ajung la valori care nu mai pot fi compensate cu mișcări ale volanului.

Din experiențele practice efectuate, rezultă că factorul de amplificare, crește foarte rapid după circa 0,5 . . . 0,6 secunde dacă nu se efectuează mișcări de compensare cu volanul. Creșterea apare cu atît mai devreme, cu cît decelerația este mai mare și viteza inițială a frînării mai ridicată.

Prin introducerea unei caracteristici noi, în studiul și experimentarea autovehiculelor, lucrarea de față aduce contribuții la elucidarea unor aspecte ale teoriei încercării, construcției și exploatării autovehiculelor, permițînd aprecierea calitativă și cantitativă a stabilității mișcării la frînare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Arghiriade, E.* : Curs de algebră superioară — vol. I București, Ed. Didactică, 1962.

[2] *Deininger, W.* : Einfluss der Antriebskraft auf die Fahrstabilität von Kraftfahrzeugen — Diss, TH Stuttgart 1962 ATZ nr. 7/1965, p. 205—218.

[3] *Ghiulai C.*: Mecanica automobilului — Buc. Ed. Tehnică, 1965

[4] *Bussein R.* : Automobiltechnisches Handbuch — vol. II Berlin, Technischer Verlag, Herbert Cram, 1965

[5] *Untaru, M., Cimpian, V., Seitz, N., Soare, I.* : Automobile — București Ed. Didactică și Pedagogică, 1964.

[6] *Hales, F. D.* : The lateral stability of a simplified articulated vehicle, Proceeding of the symposium on Control of vehicles desing cracing and cornering Inst. Of. Mach, Engineers, 1967.

[7] *Nitschke, A., Runge, D.* : Lastabhängige Bremskraftregelung an Sattelzüngen-Teil I und II, ATU, Nr. 2 și 6/1966.

[8] *Kamm, W.* : Die fahrzeugbedingten Einflüsse auf die Fahrtrichtungshaltung Fahrtrichtungshaltung von Kraftfahrzeugen ATZ, nr. 6/1968.

[9] *Zomotor, A.* : Rechenverfahren zur Ermittlung der Ruckstellmomente am Achsschenkel von Kraftfahrzeugen, ATZ. nr. 2/1963 și nr. 4/1968.

[10] *Bohm, F.* : Über die Fahrtrichtungsstabilität und die Seitenwindempfindichkeit des Kraftwagens bei Gerade ausfahrt, ATZ, nr. 5/1961.

[11] *Cursaru, I.* : Studiul stabilității autovehiculelor cu mai multe punți motoare, în raport cu diferiți parametri ai acestora, în mișcare. Lucrare de doctorat, Inst. Politehnic Brașov, 1971.

[12] *Shaljag, IN, V. N.* : Recherches expérimentales sur la stabilité longitudinale et la résistance en dérapage de l'automobile, Invest. Veysh. uchebn. Zaved. Mach, st. URSS nr. 5/1966.

CZ: 629.113/.114

Aplicarea teoriei similitudinii la determinarea unor parametri dimensionali, masici și de consum ai automobilelor

Dr. Ing. Aurel P. STOICESCU – Institutul Politehnic București

Predeterminarea corectă a principalelor caracteristici ale unui automobil ce urmează a fi realizat are o importanță deosebită în proiectarea și realizarea prototipului. În acest scop se examinează diferite modele similare existente, considerate a avea calitățile de exploatare cele mai ridicate și se prelucrează o serie de date statistice, din studiul cărora se pot adopta valorile cele mai probabile pentru noul tip de automobil. Pentru a obține rezultate corespunzătoare, ambele operații comportă folosirea teoriei similitudinii.

În [1] se face o încercare de folosire a teoriei similitudinii la determinarea unor caracteristici ale automobilelor, deși într-un mod mai riguros și fără să se țină seama de similitudinea pentru performanțele de tracțiune.

Folosind unele rezultate obținute de autor [5] privitoare la criteriile pentru similitudinea performanțelor de tracțiune ale automobilelor în articolul de față se examinează modul de aplicare a teoriei similitudinii la determinarea unor caracteristici dimensionale și masice ale automobilelor. De asemenea, se stabilesc criteriile de similitudine pentru consumul de combustibil și aplicarea acestora la valorificarea datelor statistice pentru consumul de combustibil.

Corelația între similitudinea dinamică materială și similitudinea performanțelor de tracțiune.

Analiza criteriilor deduse în [5] arată că ele nu conțin explicit mărimi geometrice, ceea ce este explicabil, întrucît ecuația de mișcare analizată este similară cu ecuația de mișcare a unui punct material, a cărui masă este majorată comparativ cu cea a automobilului, pentru a se ține seama de influența maselor în mișcare de rotație. Din acest motiv nu există o legătură simplă între similitudinea dinamică materială și similitudinea performanțelor de tracțiune.

Dacă se realizează similitudinea geometrică atunci se realizează respectiv egalitatea tuturor rapoartelor de transmitere, întrucît acestea sînt determinate în ultima instanță de rapoartele unor mărimi geometrice. În aceste condiții, se poate presupune, de asemenea, că randamentul transmisiei nu variază prea mult. Presupunînd că se folosesc motoare cu aceeași caracteristică relativă și că ζ este același, rezultă că o parte a criteriilor de similitudine a performanțelor de tracțiune este satisfăcută.

Ținînd seama de relațiile (14) și (18) din [5], rezultă că în locul criteriului π_{12} (notațiile sînt aceleași) poate fi utilizat un alt criteriu:

$$\Pi_{12}' = \frac{270\ P_{max}}{V_{max}\, G_a}, \tag{1}$$

care, în general, este mai ușor calculat, întrucît el conține elemente ce se găsesc cu siguranță în datele tehnice furnizate în orice informație privitoare la caracteristicile tehnice ale unui automobil.

Presupunînd că se realizează și similitudinea materială, adică are loc similitudinea dinamică materială, din relația (1) se obține:

$$P_s = m_s\, v_s = m_s \cdot \frac{l_s}{t_s}, \tag{2}$$

Din teoria similitudinii se cunoaște că:

$$P_s = \frac{m_s \cdot l_s^2}{t_s^3} = \frac{m_s \cdot v_s^3}{l_s}, \tag{3}$$

Eliminînd P_s între relațiile (2) și (3) rezultă:

$$l_s = t_s^2. \tag{4}$$

Dacă se presupune că raza dinamică se modifică în același raport cu dimensiunile nominale ale pneului (ceea ce experiența confirmă într-o mare măsură) criteriul π_{11} conduce la relația:

$$l_s = m_s\, l_s^2, \tag{5}$$

care este identic satisfăcută în cazul similitudinii dinamice materiale. Așadar, în acest caz criteriul π_{11} este și el invariant.

În privința criteriului π_{10}, din expresia lui se obține:

$$l_s = m_s\, v_s = m_s \frac{l_s}{t_s}, \tag{6}$$

Ținînd seamă de (5) rezultă:

$$l_s\, t_s = 1. \tag{7}$$

Se mai observă, însă, din cele arătate mai înainte, că similitudinea performanţelor de tracţiune cere respectiv egalitatea rapoartelor de transmitere numai ale schimbătorului de viteze, nu şi cele ale angrenajului în unghi. Or, similitudinea geometrică conduce în mod obligatoriu la egalitatea tuturor rapoartelor de transmitere. Atunci, din (5) [5] se obţine condiţia suplimentară :

$$\frac{r_r n_p}{V_{max}} = \text{const.} \tag{8}$$

Ţinînd seama de (4) şi (7) se obţine :

$$l_s = t_s = l. \tag{9}$$

Prin urmare, s-a demonstrat astfel că **similitudinea geometrică şi materială nu permit realizarea şi similitudinii performanţelor de tracţiune.**

Dacă se urmăreşte realizarea similitudinii performanţelor de tracţiune numai în regim staţionar, atunci ea este posibilă atunci cînd similitudinea geometrică şi materială se realizează astfel încît factorii de scară şi lungime satisfac relaţia (4), fiind satisfăcută în acelaşi timp şi relaţia (8). Dacă relaţia (8) nu este satisfăcută va trebui să se facă abstracţie de similitudinea geometrică riguroasă a transmisiei principale.

O analiză a exemplelor din [1], pag. 109 –116, arată că metoda similitudinii aplicată la determinarea puterii maxime a motorului dă rezultate satisfăcătoare atunci cînd este îndeplinită relaţia (7) ; în caz contrar, erorile ce se obţin au valori mari.

Mai trebuie remarcat că la calculul lui t_s se pot folosi tot atît de bine turaţiile arborelui cotit al motorului ca şi vitezele de deplasare a automobilului. Faptul că în [1] se obţin valori diferite pentru t_s, calculate prin metode diferite, se explică prin aceea că în exemplele considerate rapoartele de transmitere nu au respectiv aceleaşi valori.

Pentru proiectarea automobilelor prezintă interes şi similitudinea materială, caracterizată prin :

$$\rho_s = \text{const.}$$

care se mai poate scrie :

$$\frac{m_s}{l_s^3} = \text{const.} \tag{10}$$

Din relaţia precedentă se obţine :

$$\frac{G_a}{L^3} = \text{const.} \tag{11}$$

Primul membru al relaţiei precedente defineşte o greutate specifică convenţională.

Dacă trebuie să se aprecieze modul cum este folosit metalul, mai indicată apare folosirea greutăţii specifice convenţionale, la definirea căreia G_a reprezintă greutatea proprie a automobilului.

Datorită faptului că în realitate nu există similitudinea geometrică şi materială, relaţia (11) nu este satisfăcută, chiar pentru automobilele de o anumită categorie. Totuşi, întrucît există o anumită asemănare între automobile ; este de aşteptat ca greutatea specifică convenţională să nu varieze în limite prea largi.

Pentru a se vedea în ce măsură relaţia (11) este satisfăcută s-a recurs la datele existente în literatură pentru circa 50 de autoturisme europene, americane şi japoneze dintre cele mai caracteristice, analizîndu-se corelaţia dintre greutatea specifică convenţională şi ampatament. Pe baza datelor respective s-a realizat reprezentarea grafică din figura 1, din care se observă lipsa unei legături deterministe între cele două variabile. În acelaşi timp, însă, se constată o grupare şi o concentrare a punctelor din grafic, ceea ce denotă existenţa unei corelaţii între greutatea specifică convenţională şi ampatament.

Pentru verificarea şi analiza cantitativă a corelaţiei presupuse s-au calculat caracteristicile acesteia. După întocmirea tabelei de corelaţie [8], s-au determinat valoarea coeficientului de corelaţie $r = -0,753$, precum şi intervalele de încredere după metoda indicată în [4], atît pentru coeficientul de corelaţie, cît şi pentru coeficienţii de regresie. Astfel, cu probabilitatea de 95 % mărimile arătate satisfac inegalităţile :

$$-0,876 < r < -0,630.$$

$$-0,942 < \beta_{Y/X} < -0,678, \tag{12}$$

$$-0,758 < \beta_{X/Y} < -0,678$$

(X şi Y corespund respectiv lui L şi G_a/L^3).

S-a mai făcut şi verificarea ipotezei despre lipsa corelaţiei. Alegînd un nivel al semnificaţiei de 1 % se verifică inegalitatea :

$$|r| > t_q \cdot \sigma_r,$$

unde t_q, σ_r au semnificaţiile din [4].

Se obţine $t_q \cdot \sigma_r = 0,162$, ceea ce arată, cu o probabilitate nu mai mică de 0,99, că întradevăr cele două mărimi sînt corelate.

Ecuaţiile celor două drepte de regresie, de la G_a/L^3 spre L şi, respectiv, de la L spre G_a/L^3 sînt :

$$G_a/L^3 = -0,81\ L + 2,967, \tag{13}$$

$$L = -0,70\ G_a/L^3 + 3,154. \tag{14}$$

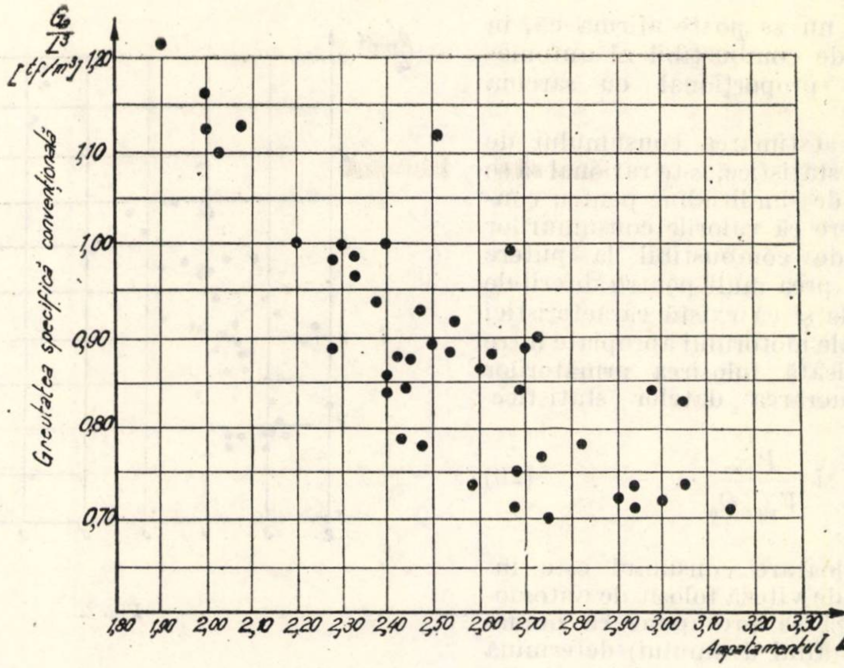


Fig. 1.

Există, așadar, o regresie negativă, adică **la creșterea ampatamentului are loc o scădere probabilă a greutății specifice convenționale.** Valoarea regresiei calculate este destul de mare, astfel că se poate afirma că cele două mărimi sînt puternic corelate. Valorile cele mai probabile ale greutății specifice convenționale pentru valorile ampatamentului precizate dinainte se obțin cu ajutorul ecuației (13).

Urmînd considerațiile din [8] s-au determinat ecuațiile a încă două drepte :

$Y = Y_C \pm P_Y$ (cu notațiile din lucrarea menționată) care se vor scrie :

$$G_a/L^3 = 0{,}81\ L + 3{,}114,$$
$$G_a/L^3 = 0{,}81\ L + 1{,}820. \qquad (15)$$

Cu o probabilitate mai mare de 0,50 valorile greutății specifice convenționale corespunzătoare unui anumit ampatament sînt situate în intervalul limitat de valorile găsite cu ajutorul relațiilor (15).

Criterii de similitudine pentru consumul de combustibil

Consumul de combustibil este dat de relația cunoscută :

$$Q_{100}^{\mathrm{kgf}} = \frac{c_e P}{10\,V}\ [\mathrm{kgf/100\ km}]. \qquad (16)$$

Dar :

$$c_e = C_P\, g_c\, (\varkappa,\ n/n_P). \qquad (17)$$

Exprimînd puterea furnizată de motor în regim staționar, în final se obține relația :

$$\frac{2\,700\,Q_{100}^{\mathrm{kgf}}}{C_p G_a} = g_c \cdot$$

$$\cdot \left[\frac{\psi + \frac{k\,A\,V_{max}^2}{13\,G_d}\left(\frac{V}{V_{max}}\right)^2}{\left(\psi_0 + \frac{k\,A\,V_{max}^2}{13\,G_a}\right)\frac{1}{\eta_t \cdot \mathrm{p}(\zeta)}} : \frac{\frac{V}{V_{max}}}{p\left(i\,\zeta\frac{V}{V_{max}}\right)},\ i\,\zeta\frac{V}{V_{max}} \right] \times$$

$$\times \left[\psi + \frac{k\,A\,V_{max}^2}{13\,G_a} \cdot \left(\frac{V}{V_{max}}\right)^2 \right] \cdot \frac{1}{\eta_t} \cdot \qquad (18)$$

Din relația precedentă rezultă că vor fi aceleași criterii ca la similitudinea performanțelor de tracțiune în regim staționar, dar la care trebuie să se mai adauge criteriul determinat de caracteristica relativă de consum, adică $\pi_{13} = g\left(\varkappa,\ \frac{n}{n_p}\right)$ (demonstrația referitoare la acest criteriu este similară cu cea pentru caracteristica exterioară relativă) [5]), precum și criteriul pentru consum :

$$\pi_{14} = \frac{2\,700\,Q_{100}^{\mathrm{kgf}}}{C_p\,G_a} \cdot \qquad (19)$$

Se observă că, pentru automobile similare consumul de combustibil este direct proporțional cu greutatea automobilului. Un același automobil, dar în diferite stări de încercare, nu prezintă similitudine și, deci, în acest caz, nu mai este valabilă afirmarea de mai sus.

Cu atît mai mult nu se poate afirma că, în general, consumul de combustibil al automobilelor este direct proporţional cu sarcina utilă nominală [1].

Cînd se încearcă estimarea consumului de combustibil pe baze statistice, este raţional să se folosească criteriile de similitudine pentru consum. Avînd în vedere că valorile consumurilor specifice efective de combustibil la putere maximă nu variază prea mult pentru diferitele tipuri de automobile şi că există caracteristici relative de consum ale motorului apropiate între ele, apare ca justificată folosirea următorilor parametri în prelucrarea datelor statistice

$$\frac{Q_{100}}{G_a} \text{ şi } \frac{P_{max}}{V_{max}\,G_a}. \tag{20}$$

Evident, în exploatare consumul este influenţat de regimul de viteză folosit de automobilul respectiv. Dacă se presupune că numai traseul ca atare (profilul drumului) determină regimul de mişcare, atunci într-adevăr similitudinea se realizează şi pentru consumul de exploatare, întrucît în formula (18) apare raportul V/V_{max}, care la rîndul său este precizat prin valoarea lui ψ. Însă, în realitate, regimul de mişcare este impus şi de alţi factori cum ar fi intensitatea traficului, condiţiile de stabilitate, confort, vizibilitate etc. Astfel încît, pentru diferite automobile rapoartele V/V_{max} nu mai sînt respectiv egale, întrucît V se poate menţine în limite apropiate, pe cînd V_{max} poate avea valori într-un domeniu foarte larg. Dar analizînd un ansamblu mai mare de date, cu variaţiile inerente determinate şi de celelalte caracteristici, se poate ajunge la compensări reciproce, care, în final, să genereze o anumită legitate.

Ca în cazul precedent s-a procedat la analiza parametrilor (20) pentru circa 50 autoturisme europene, americane şi japoneze, cu transmisie mecanică, construindu-se graficul din figura 2. Se observă că are loc o grupare şi concentrare a punctelor de pe grafic, expresie a corelaţiei între Q_{100}/G_a şi $P_{max}/V_{max}G_a$. Corelaţia ($r = 0,665$) este mai slabă decît în cazul precedent totuşi ea rămîne destul de puternică. Cu o probabilitate de 95 % sînt satisfăcute următoarele inegalităţi $0,510 < r < 0,820$; $0,510 < \beta_{Y/X} < 0,820$; $0,512 < \beta_{X/Y} < 0,828$. Alegînd un nivel al semnificaţiei de 1 % se obţine :

$$t_q\,\sigma_r = 0,204 < r\,;$$

ceea ce arată că cele două mărimi sînt într-adevăr corelate cu o probabilitate de peste 99 %.

Dreptele de regresie sînt :

$$Q_{100}/G_a = 0,662\,P_{max}/(V_{max}\,G_a) + 4,742 \cdot 10^{-2},$$
$$P_{max}/(V_{max}\,G_a) = 0,670\,Q^l_{100}/G_a - 0,945 \cdot 10^{-2}. \tag{21}$$

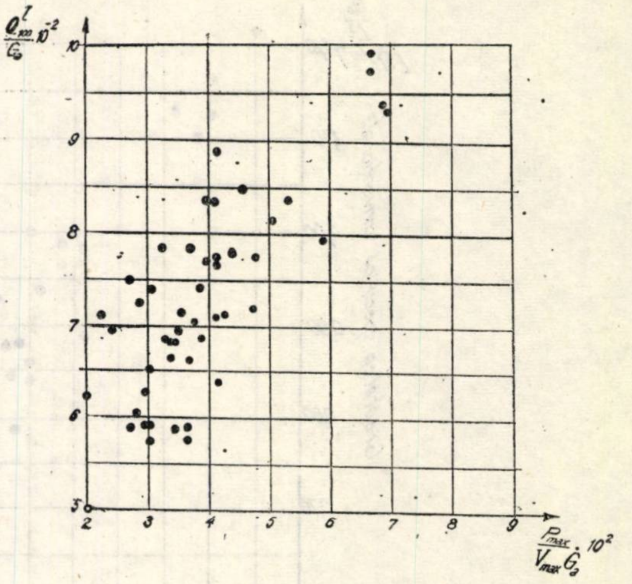


Fig. 2.

Cu o probabilitate mai mare de 0,50 valorile consumului specific, corespunzătoare unei anumite valori $P_{max}/(V_{max}\,G_a)$ sînt situate în intervalul dat de următoarele ecuaţii :

$$Q^l_{100}/G_a = 0,662\,P_{max}/(V_{max}G_a) + 5,339 \cdot 10^{-2},$$

$$Q_{100}/G_a = 0,662\,P_{max}/(V_{max}\,G_a) + 4,185 \cdot 10^{-2}$$

Cantitatea de combustibil consumată pentru o tonă utilă — km este dată de relaţia :

$$\frac{Q^l_{100}}{100\,G_u} = \frac{G_a}{100\,G_u} \cdot \frac{Q^l_{100}}{G_a} = \frac{G_a}{100\,G_u} \cdot$$

$$\cdot\,\Pi_{14}\left(\psi, i, \eta_t, \zeta, p, \frac{V}{V_{max}}, \frac{P_{max}}{V_{max}\,G_a}\right). \tag{22}$$

Chiar pentru automobile similare se constată că valoarea consumului pentru o tonă utilă — km nu variază invers proporţional cu încărcătura, întrucît se modifică, în general, raportul V/V_{max}.

Concluzii

În lucrare s-au stabilit criteriile de similitudine pentru consumul de combustibil al automobilelor. Totodată, s-a arătat că, în general, similitudinea geometrică şi materială nu permit şi realizarea similitudinii performanţelor de tracţiune şi a caracteristicilor de consum. Similitudinea performanţelor de tracţiune în regim staţionar este posibilă doar cînd sînt satisfăcute şi relaţiile (4), (8).

Pe baza caracteristicilor cunoscute ale unor autoturisme s-a analizat corelaţia dintre greutatea specifică convenţională şi ampatament, pe de o parte, şi dintre consumul de combustibil şi criteriul $P_{max}/(V_{max}\,G_a)$, pe de altă parte, stabilindu-se ecuaţiile dreptelor de regresie. Acestea pot fi folosite în activitatea de proiectare.

Anexă — Notațiile principale folosite în lucrare.

L, r_r — ampatamentul, raza de rulare a roții motoare, m.

A — aria secțiunii transversale maxime, m ^{2}.

V, V_{max} — viteza automobilului, viteza maximă în palier, km/h.

$n, n_p, n_{V_{max}}$ — turația arborelui cotit, turația la putere maximă, turația de viteză maximă, rot/min.

P, P_{max} puterea motorului, puterea maximă, CP.

Ga, Gu — greutatea automobilului, greutatea utilă, kgf.

$Q_{100}^{kgf}, Q_{100}^{l}$ — consumul de combustibil, kgf/100 km, l/100 km.

ρ — densitatea, kgf · m^{-4} · s^2.

k — coeficientul aerodinamic, kgf · m^{-4} · s^2.

C_e C_p — consumul specific efectiv de combustibil, consumul specific la puterea maximă, gf/CPh.

χ — sarcina relativă a motorului.

$p(n/n_p), g_c(\chi, n/n_p)$ — caracteristica exterioară relativă a motorului, caracteristica relativă de consum a motorului.

i, η_t — raportul de transmitere al unei trepte oarecare a schimbătorului de viteze, randamentul transmisiei.

ψ, ψ_0 — rezistența specifică corespunzătoare condițiilor în care se obține V_{max}.

$$\zeta = n_{V_{max}}/n_p.$$

$l_s, t_s, m_s, v_s, \rho_s, I_s, P_s$ — factori de scară respectiv pentru lungime, timp, masă, viteză, densitate, moment de inerție și putere.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Alabujev, P. M.* ș. a. : Teoriia podobiia i razmernostei, Modelirovanie, Iz-vo „Vîssaia școla", Moskva, 1968.

[2] *Ghiulai, C* : Mecanica automobilului, Editura Tehnică, București, 1965.

[3] *Sedov, L. I.* : Metodi podobii i razmernosti v mehanike, Iz-vo Nauka, Moskva, 1967.

[4] *Smirnov, N. V., Dunin-Barkovski, I. V.* : Kurs teorii verioatnosti i statistiki, Iz-vo Nauka, Moskva, 1969.

[5] *Stoicescu, A. P.* : Asupra similitudinii performanțelor de tracțiune ale automobilelor, în Buletinul Institutului Politehnic (în curs de publicare), București.

[6] *Vasilescu, Al. A.* : Analiza dimensională și teoria similitudinii, Ed. Academiei R. S. România, București, 1972.

[7] *Vennikov, V. A.* : Aplicarea teoriei similitudinii și modelării în electroenergetică, Ed. Tehnică, București, 1972.

[8] *Worthing, A. G., Geffner, I.* : Prelucrarea datelor experimentale, Ed. Tehnică, București, 1959.

CZ : 629.113/.114

Influența transmisiilor automate asupra dinamicității și economicității automobilelor

Dr. ing. Victor VĂRZESCU — Intreprinderea Autobuzul — București

Ing. Dan VĂITEANU — Comisia Națională pentru siguranța traficului — București

Generalități

Creșterea considerabilă a parcului auto și mărirea volumului activității de transport impun analize care să conducă la măsurări de reducere continuă a prețului de cost.

Dinamicitatea și economicitatea automobilelor sînt parametri care influențează prețul de cost în activitatea de transport și de care trebuie să se țină seama la alegerea unui tip de automobil și la echipamentul acestuia.

Eforturile tehnicii moderne sînt îndreptate spre automatizarea unor operații care în trecut necesitau intervenția omului, de la mașinile-unelte și pînă la aparatele de uz casnic. Odată cu aceasta și în industria de automobile se fac eforturi pentru introducerea schimbării automate a vitezelor, cutia de viteze clasică începînd să fie considerată în unele cazuri perimată.

Prin introducerea transmisiilor automate nu trebuie să se neglijeze modul cum acestea influențează dinamicitatea și economicitatea automobilelor, ținînd seama totdeauna de a oferi conducătorilor auto o simplificare a comenzilor.

Dintre tipurile de transmisii automate, soluția cea mai des utilizată este transmisia hidrotehnică. Pe automobil elementul hidromecanic se găsește asociat cu un schimbător de viteze mecanic cu una sau mai multe trepte de demultiplicare.

Utilizarea transporturilor hidromecanice cu o singură treaptă are loc cînd automobilul este echipat cu un singur motor cu rezervă mare de putere, cînd este utilizat pe drumuri în palier (șes) și cînd consumul de combustibil nu contează.

Din motive de economicitate și pentru o utilizare corespunzătoare a puterii motorului se folosesc în practică transmisii hidromecanice cu mai multe trepte.

De modul cum este utilizată puterea motorului prin transmisia hidromecanică, prin adap-

tarea numărului de trepte şi a rapoartelor de transmisie în scopul pentru care se utilizează şi un program de comenzi bine ales, depind dinamicitatea şi economicitatea automobilului.

Randamentul transmisiei influenţează substanţial parametrii dinamici şi economici ai automobilului. Randamentul transmisiilor hidromecanice în domeniul de funcţionare de convertizor este în funcţie de varianta constructivă aleasă şi în funcţie de calitatea suprafeţei paletelor, variind între 80–88 %.

Convertizoarele de moment folosite la cutiile de viteze de tip VOITH sînt avantajos utilizate în cazul cutiilor de viteze cu derivaţii de putere, obţinîndu-se un randament maxim de 88 – 90 %, ca urmare a faptului că numai partea de putere transmisă hidraulic este afectată de pierderile convertizorului.

O altă posibilitate de îmbunătăţire a randamentului cutiilor de viteze automate este o călire a convertizorului de moment în treptele de viteze mai mari, în acest fel puterea motoare se transmite mecanic.

Influenţa transmisiilor automate asupra dinamicităţii

Dinamicitatea automobilului constituie una din cele mai importante calităţi, care influenţează utilizarea rentabilă în domeniul de lucru pentru care a fost destinat automobilul. O dinamicitate ridicată a automobilului asigură viteze de deplasare mai mari. Asupra dinamicităţii automobilului au influenţă atît parametri care caracterizează direct dinamicitatea cît şi parametri în strînsă legătură cu aceştia. Vor fi trataţi parametri ce caracterizează direct dinamicitatea automobilelor şi în mod special viteza medie ce o poate realiza automobilul în anumite condiţii, ştiind că aceasta depinde de performanţele automobilului, adică de viteza maximă şi de capacitatea de accelerare în timpul demarajului.

Aceste performanţe sînt determinate de puterea disponibilă a motorului (CP/tf), de rapoartele de transmisie dintre motor şi roţi şi de raportul dintre puterea disponibilă şi puterea corespunzătoare rezistenţelor de înaintare.

Pentru a evidenţia influenţa transmisiilor automate asupra dinamicităţii automobilelor analizînd o serie de studii şi publicaţii în acest sens au rezultat datele din tabelul 1.

Comparînd un motor echipat cu o cutie de viteze automată cu convertizor de cuplu, cu acelaşi automobil echipat cu cutie de viteze mecanică se constată o pierdere a performanţelor dinamice.

Cutia de viteze automată are performanţe mai scăzute. Convertizorul de lucru prezintă o alunecare în transmiterea momentului şi în plus randamentul convertizorului conduce la scăderea performanţelor dinamice. Cu toate acestea utilizarea transmisiilor automate în regimuri de lucru nestaţionare, în oraşe aglomerate, devine avantajoasă mai ales dacă se efectuează un reglaj optim pentru timpul de acţiune.

Pentru edificare, în cadrul studiului, am efectuat încercări cu un autobuz echipat, pe rînd, cu cutie de viteze automată de tip VOITH şi cu cutie de viteze mecanică.

Rezultatele sînt prezentate în figurile 1, 2, 3 şi 4 curbele V_m şi figurile 7 şi 8.

Din analiza rezultatelor se observă influenţa ce o exercită, asupra dinamicităţii, alegerea rapoartelor de transmitere în funcţie de scopul în care urmează a fi utilizat automobilul.

Pentru regimuri de lucru nestaţionare (în oraşe aglomerate sau drum de munte) sînt avantajoase rapoarte de transmisie, pentru

Tabelul 1

a. — caracteristici dinamice ale autoturismelor

Tipul automobilului / Parametrul	Renault 5 CV		Renault 16 TS		Capri 2300		Mercedes 250 SE		Porsche 911 E	
	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.
V_{max}	118	117	163	158	177	169	190	186	215	215
Timp necesar pt. a parcurge 1000 m	43,9	44	35,2	37,1	32,5	35,2	32,2	33	29,2	29,5
Timp necesar de la 0–100 km/h	—	—	13,1	16,1	10,9	13	10,5	11,2	29	8,5

b. — caracteristici dinamice ale autobuzelor

Tipul automobilului / Parametrul	Van-Hool-Busse Tip 440		Setra S_1–125 (I)		Setra S_2–125 (II)	
	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.
V_{max}	—	—	75	58	75	81
Timp necesar pt. a parcurge 400 m	37	35	38	38	38	41,5
Timp necesar de la 0–50 km/h	26	25	26	26	26	33

1 – raport de multiplicare şi funcţionare fără convertizor $i = 1,39$
2 – raport de multiplicare şi funcţionare fără convertizor $i = 0,85$

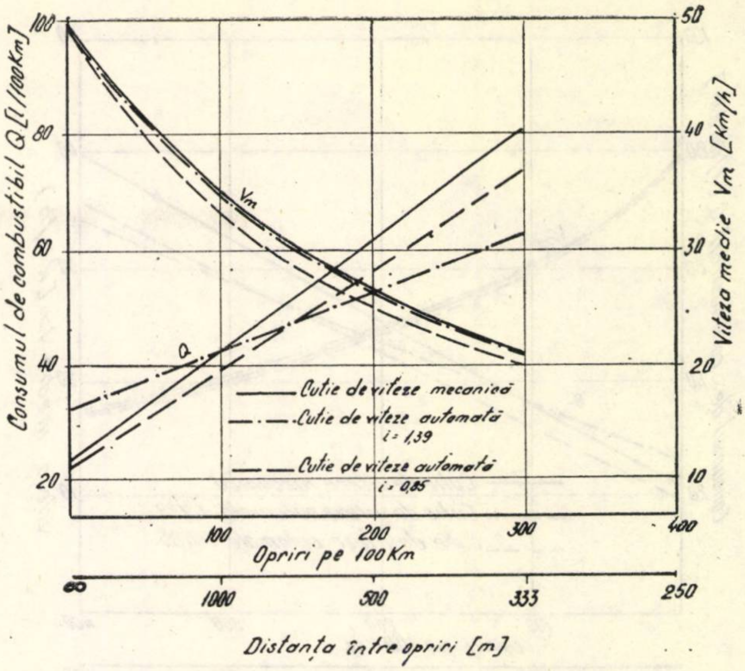


Fig. 1 — Consumul de combustibil și viteza medie în funcție de numărul de opriri și de distanța între opriri:
- greutate autovehicul 16500 kg;
- sarcină totală motor;
- viteza maximă: 50 km/h.

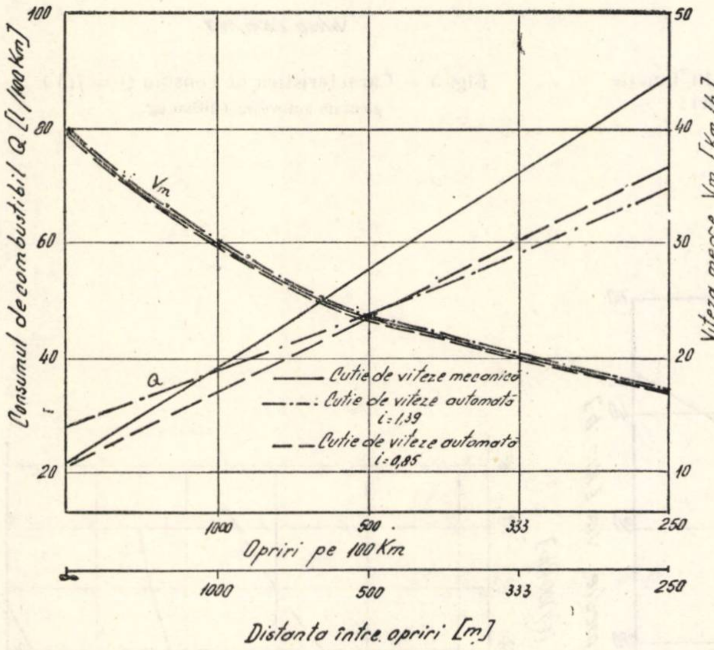


Fig. 2 — Consumul de combustibil și viteza medie în funcție de numărul de opriri și de distanța între opriri:
- greutate autovehicul 16500 kg;
- sarcina totală motor;
- viteza maximă: 40 km/h.

grupul planetar, mai mari; pentru regimuri de lucru staționare (trasee interurbane), sînt avantajoase rapoarte de transmisie, pentru grupul planetar, mai mici. Aceasta în cazul utilizării unui convertizor de cuplu cu aceleași caracteristici și același raport de transmisie pentru reductorul central al automobilului.

Influența transmisiilor automate asupra economicității automobilelor

În exploatarea automobilelor, cheltuielile pentru „consumul de combustibil" reprezintă ponderea cea mai mare, acesta fiind parametrul care influențează direct economicitatea automobilului. Un consum de combustibil redus este o proprietate dorită pentru orice automobil utilitar, destinat transporturilor la distanțe mari sau mici. Avînd în vedere aceste aspecte, în cadrul studiului întreprins s-a căutat să se evidențieze influența transmisiilor automate asupra economicității, comparativ cu transmisiile mecanice.

S-au efectuat încercări pe un autobuz echipat, pe rînd, cu cutie de viteze mecanică și apoi cu cutie de viteze de tip VOITH cu două trepte de multiplicare. Datorită condițiilor în care s-au făcut încercările, rezultatele sînt foarte concludente. Consumul de combustibil nu poate fi redat printr-o singură cifră, datorită multiplilor factori care îl influențează. Aceasta a condus la efectuarea probelor pentru diferite

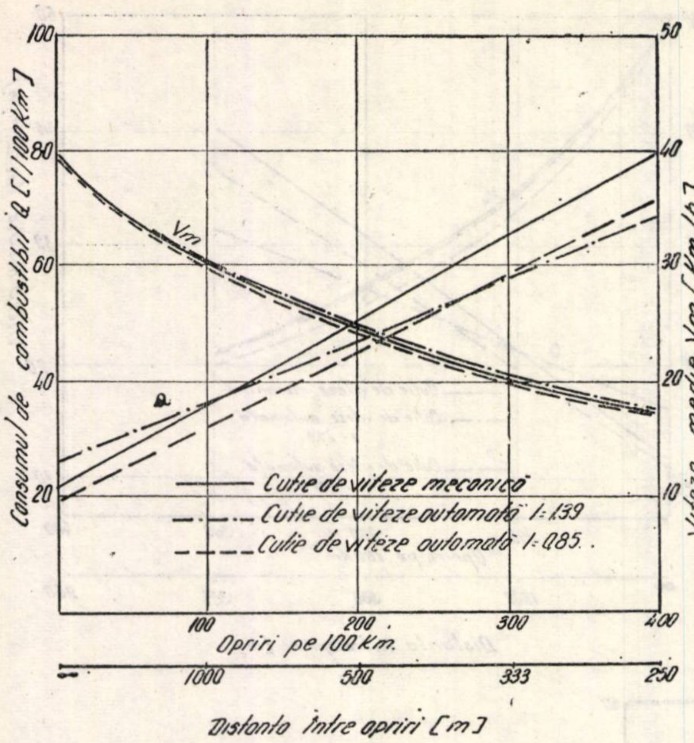


Fig. 3 — Consumul de combustibil și viteza medie în funcție de numărul de opriri și de distanța între opriri :

— greutate autovehicul 12500 kg ;
— sarcina totală motor;
— viteza medie : 40 km/h.

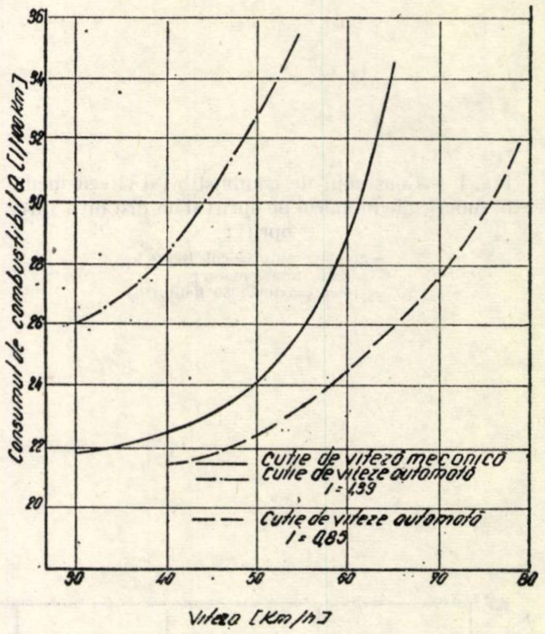


Fig. 5 — Caracteristica de consum $Q = f(V)$

— greutate autovehicul 16500 kg.

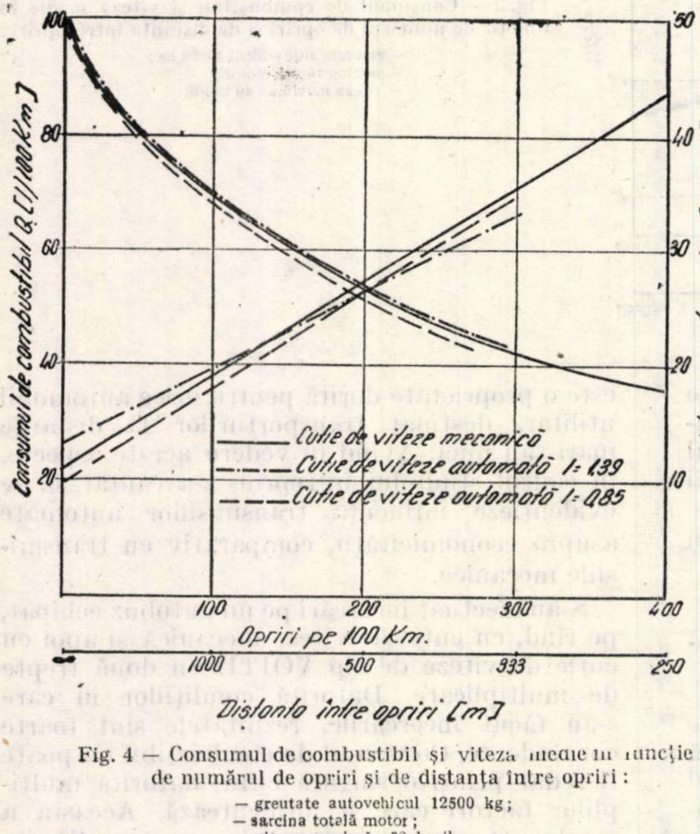


Fig. 4 — Consumul de combustibil și viteza medie în funcție de numărul de opriri și de distanța între opriri :

— greutate autovehicul 12500 kg ;
— sarcina totală motor ;
— viteza maximă : 50 km/h.

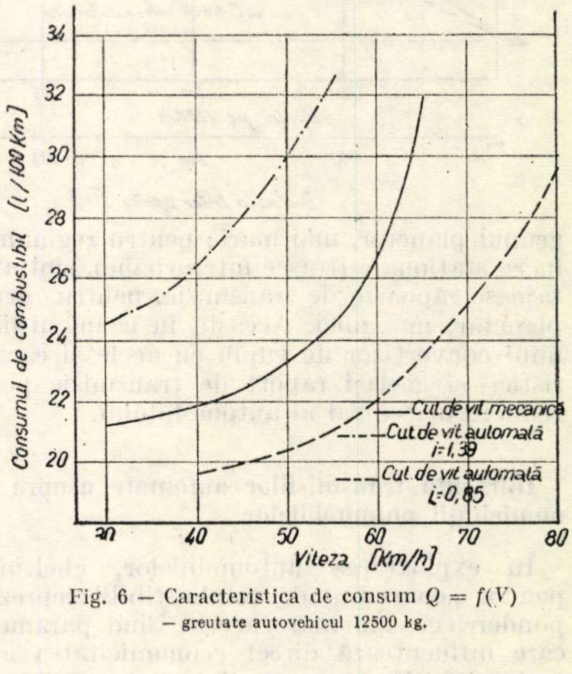


Fig. 6 — Caracteristica de consum $Q = f(V)$

— greutate autovehicul 12500 kg.

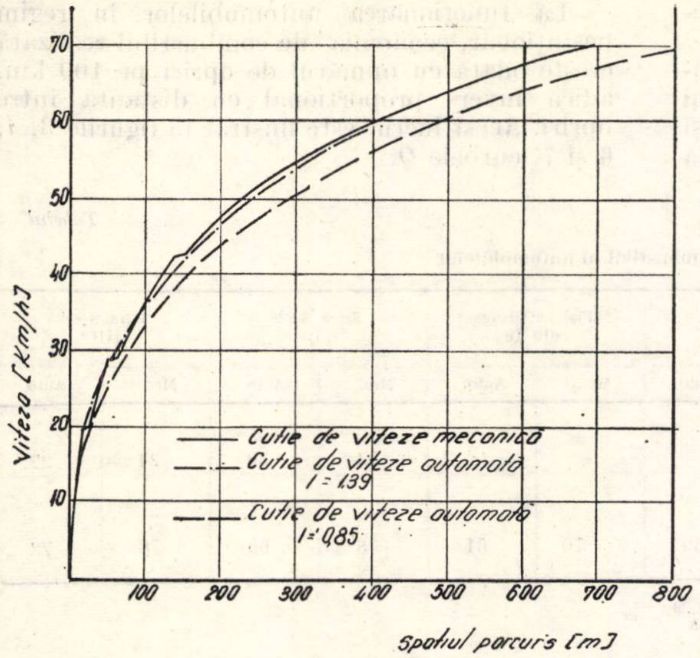


Fig. 7 — Caracteristica de demaraj $V = f(s)$.

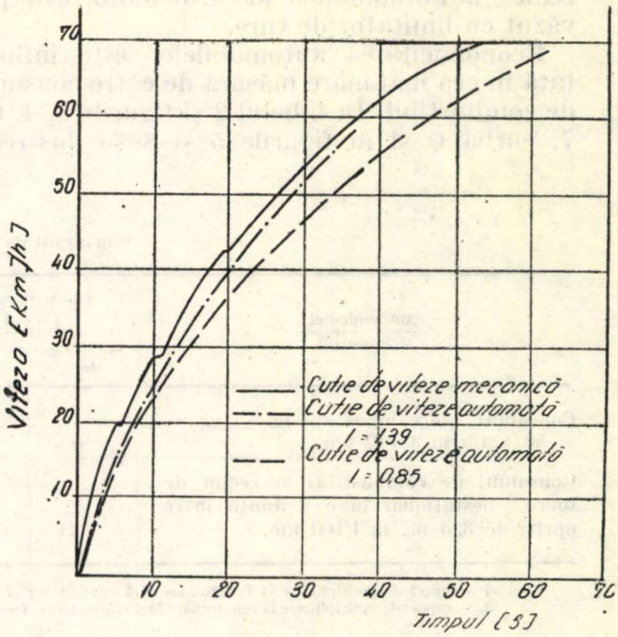


Fig. 8 — Caracteristica de demaraj $V = f = (t)$.

regimuri de funcţionare. S-au efectuat probe pentru regimul de funcţionare staţionar şi pentru regimul de funcţionare nestaţionar (specific mersului în oraş).

În timpul probelor, încărcătura automobilului a fost de 50 % şi 100 % sarcină utilă în scopul determinării influenţei încărcăturii autovehiculului asupra consumului de combustibil. De asemenea, probele au fost efectuate cu solicitarea maximă a motorului (umplere plină) şi cu solicitare parţială (umplere parţială 75 % şi 50 %), pentru a scoate în evidenţă influenţa încărcării motorului (intensitatea solicitării motorului), asupra consumului de combustibil. Rezultatele încercărilor sînt prezentate în figurile 1, 2, 3 şi 4 curbele Q şi în figurile 5 şi 6.

Studiind literatura străină de specialitate, au fost extrase date cuprinse în tabelul 2, care relevă influenţa transmisiilor automate asupra consumului de combustibil, la un regim de funcţionare nestaţionar (pornire de pe loc-accelerare-mers cu viteză constantă-frînare cu 30 % deceleraţie).

Concluzii

Înainte de concluzii se consideră necesar a se aminti că ipotezele adoptate au fost aceleaşi, pentru cele două tipuri de transmisii (automată şi mecanică).

Economicitatea automobilului alături de dinamicitate sînt parametri de care trebuie să se ţină seama la alegerea unui tip de automobil.

Datele din tabelul 1 şi figurile 1, 2, 3, 4, 6 şi 7 dau indicaţii cu privire la efectul transmisiilor automate asupra dinamicităţii automobilelor. Performanţele dinamice, în special în timpul accelerării, sînt în majoritatea cazurilor inferioare pentru cutiile de viteze automate. Aceasta se explică prin randamentul mai scăzut al cutiilor de viteze automate cu convertizor, care conduce la absorbirea unei părţi din puterea motorului. De asemenea, acceleraţiile mai reduse pentru cutiile de viteze automate cu convertizor de cuplu, îşi mai găsesc explicaţie prin alunecările inevitabile din convertizor în timpul demarajului, care se traduc prin secunde în plus.

Acceleraţiile în timpul demarajului automobilelor echipate cu cutii de viteze automate sînt mai scăzute faţă de cele echipate cu cutii de viteze mecanice, cu 4...12 %. Diferenţe mari apar atunci cînd cutiile de viteze mecanice sînt cu angrenaje planetare, care permit obţinerea de acceleraţii în timpul demarajului mai bune decît cutiile de viteze mecanice cu roţi baladoare, care necesită timpi mai mari pentru schimbarea vitezelor.

Există însă posibilitatea, în special pentru autovehicule grele, de a obţine acceleraţii identice sau îmbunătăţite pentru cutiile de viteze automate, comparativ cu cele mecanice. Acest lucru se realizează prin utilizarea cutiilor de viteză cu convertizor de lucru prin derivaţie de putere ; se realizează un raport de multiplicare mare în cutia de distribuţie cu angrenaje planetare, care rămîn în funcţiune după blocarea convertizorului în momentul diminuării randamentului acestuia. O astfel de situaţie s-a obţinut în cazul autovehiculelor Van-Hool tip 440 şi Setra S-125 (I), vezi tabelul 1(b). Reversul acestei situaţii este obţinerea de viteze maxime

reduse la automobilele al căror motor este prevăzut cu limitator de ture.

Economicitatea automobilelor este influențată în cea mai mare măsură de către consumul de combustibil. În tabelul 2 și figurile 3, 4, 6 și 7, curba Q și în figurile 5 și 8 se ilustrează influența transmisiilor automate asupra consumului de combustibil al automobilelor. În aproape toate situațiile, la funcționarea automobilelor în regim staționar și în special pentru autoturisme, consumul de combustibil în cazul transmisiilor automate este superior față de transmisiile mecanice.

Surprinzător, în cazul automobilelor grele, s-au obținut economii de combustibil prin utilizarea cutiei de viteză automată, care menține motorul la o turație relativ constantă, deci un consum avantajos. Totodată numărul treptelor cutiei de viteze automată fiind redus, motorul trece de la o turație de cuplu maxim la turația nominală de mai puține ori decît în cazul cutiilor de viteză mecanice (care au mai multe trepte) deoarece consumul de combustibil variază în funcție de turația motorului, crescînd odată cu aceasta.

Prin utilizarea transmisiilor automate se pot realiza economii de combustibil de 5...16 % față de transmisiile mecanice.

La funcționarea automobilelor în regim nestaționar, economia de combustibil realizată crește odată cu numărul de opriri pe 100 km, adică invers proporțional cu distanța între opriri. Acest lucru este ilustrat în figurile 3, 4, 6 și 7, curbele Q.

Tabelul 2

Consumul de combustibil al automobilelor

Autovehiculul / Parametrul	Van-Holl-Busse Tip 440		Fiat-Sattelzüge 619 Te		Setra S-125 (I)		Setra S–125 (II)[2]	
	Mec.	Auto	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.	Mec.	Auto.
Consumul de combustibil la $V_{const.}$ = = 50 km/h în 1/100 km	–	–	–	–	24	30	24	22
Consumul de combustibil în regim de lucru nestaționar la o distanță între opriri de 325 m, în 1/100 km.	41	39	70	61	78	65	78	73

1 – raport de multiplicare la funcționare fără convertizor $i = 1{,}39$
2. – raport de multiplicare la funcționare fără convertizor $i = 0{,}85$

Consumul de combustibil pentru un automobil cu transmisie automată este influențat de modul cum sînt alese rapoartele de multiplicare ale acesteia. Acest lucru este evidențiat în tabelul 2 și în figurile 5 și 8 și de asemenea în figurile 3, 4, 6 și 7 curbele Q.

Din cele de mai sus rezultă că la alegerea unui anumit tip de automobil trebuie avut în vedere scopul și modul de exploatare ale acestuia.

Pentru autovehiculele utilitare, echiparea cu transmisii automate este avantajoasă. Economiile de combustibil ce se realizează sînt mult mai însemnate comparativ cu diminuarea performanțelor dinamice, la funcționarea în regim de lucru nestaționar.

Utilizarea transmisiilor automate este recomandată și din considerente ergonomice. Experiențele arată că la conducătorii de pe autovehiculele cu transmisii automate acționate manual, volumul respirator crește cu peste 40 %, iar pulsul cu 10 % față de conducătorii autovehiculelor echipate cu transmisii automate.

CZ: 629.113/.114:621.752.3

Studiul experimental asupra amortizorului cu pernă de aer

I. COȘEREANU, I. DEUTSCH, V. OLARIU — Universitatea din Brașov
I. ENACHE, L. TÖLGYES — Întreprinderea de autocamioane — Brașov

1. În lucrările [1, 2] s-au stabilit relațiile de calcul ale dimensiunilor principale ale amortizorului cu pernă de aer, propus de autori pentru a fi utilizat în cadrul unei suspensii mixte, în paralel cu un arc lamelar progresiv (cu reazeme pe sănii). Aceste relații au avut în vedere, pe lîngă condițiile specifice ale unui amortizor cu pernă de aer (scurgeri de lichid prin orificii mici, caracteristică nesimetrică a amortizorului, comprimarea izotermă respectiv politropică a aerului în funcție de încărcarea statică respectiv dinamică a suspensiei etc.), și o serie de condiții impuse de deformația și rigiditatea arcului lamelar progresiv legat de rama autovehiculului prin reazeme de tip „sanie".

Pentru o primă aplicație a suspensiei mixte cu amortizor cu pernă de aer ca element de bază al suspensiei, și arc lamelar corector al caracteristicii elastice și în același tip ca element elastic (dar mai puțin solicitat decît perna de aer a amortizorului) s-a ales puntea din spate a autocamionului SR 113, care este solicitată practic de aceeași sarcină ca și puntea din spate a autocamionului experimental SR 117 și a autobasculantei SR-15-10.

Pe lîngă lucrările amintite mai sus, s-au mai utilizat anumite mărimi determinate în lucrările [3], [4], [5], [6], precum și valori experimentale comunicate, de către colectivul prezentei lucrări la Conferința catedrei de mecanică și rezistența materialelor din februarie 1973.

În lucrare s-au folosit următoarele notații:

P_u — sarcina utilă suspendată pe o roată a osiei din spate;
P_g — sarcina în gol suspendată pe o roată a osiei din spate;
L_s — distanța dintre „sănii";
R_s — raza saniei;
D_l — diametrul camerei cu lichid a amortizorului cu pernă de aer;
S_l — secțiunea transversală a camerei cu lichid;
D_g — diametrul camerei cu aer (gaz) comprimat;
S_g — secțiunea transversală a camerei cu aer;
ε_d — coeficientul dinamic al suspensiei;
a — grosimea unei foi de arc;
b — lățimea unei foi de arc;
E — modulul de elasticitate longitudinal al materialului arcului lamelar;
σ_s — efortul unitar de încovoiere admis la solicitarea statică a arcului lamelar, de către cota-parte din sarcina utilă preluată de acest arc;
L_0 — deschiderea inițială a arcului lamelar;
H_0 — înălțimea inițială a arcului lamelar;
$\alpha_0 = 0$ — unghiul inițial, la centrul saniei, al arcului lamelar;
ν_u — frecvența oscilațiilor caroseriei;
δ_u — subtangenta caracteristicii elastice neliniare a suspensiei la sarcina utilă;
n — indicele transformării de stare al aerului;
L_u — deschiderea arcului lamelar sub sarcina utilă;
m_0 — numărul de foi sub o sanie, la deschiderea inițială, al arcului lamelar progresiv;
m_u — numărul de foi sub o sanie al arcului lamelar progresiv sub sarcina utilă;
q_u — coeficientul de formă a arcului lamelar, corespunzător deschiderii L_u, care ține seama de abaterea arcului de la forma dreptunghiulară la cea trapezoidală, precum și de curbura inițială a arcului lamelar;
f_u — săgeata arcului lamelar la deschiderea L_u;
P_{1u} — sarcina preluată de arcul lamelar la deschiderea L_u;
n_1 — numărul de foi al arcului lamelar;
P^r_{2u} — capacitatea portantă efectivă (relativă) a amortizorului cu pernă de aer la săgeata f_u a suspensiei mixte;
P_{2u} — capacitatea portantă absolută a amortizorului cu pernă de aer la săgeata f_u a suspensiei mixte;
p_a — presiunea atmosferică a mediului ambiant;
c_{2u} — rigiditatea pernei de aer la sarcina utilă;
f_0 — săgeata suspensiei sub o sarcină care tinde spre infinit (distanța la asimptota caracteristicii elastice a suspensiei);
f_u — săgeata suspensiei sub sarcina utilă;
p_u — presiunea absolută a aerului sub sarcina utilă;
p_0 — presiunea absolută ințială în camera cu aer;
P_{20} — capacitatea portantă absolută inițială a amortizorului cu pernă de aer;
P^r_{20} — capacitatea portantă efectivă (relativă) a amortizorului cu pernă de aer;
λ — raportul dintre aria secțiunii transversale a camerei cu lichid și aria secțiunii transversale a camerei cu aer;
h_0 — înălțimea inițială a coloanei de aer, sub presiunea absolută p_0;
f_d — săgeata maximă dinamică a suspensiei;
l_u — lungimea utilă a amortizorului cu pernă de aer;
α_i — unghiul, la un moment dat, la centrul saniei;
H_i — înălțimea, la un moment dat, a arcului lamelar;
f_i — săgeata, la un moment dat, a suspensiei mixte;
c_{1i} — rigiditatea, la un moment dat, a arcului lamelar;
P_{1i} — sarcina preluată, la un moment dat, de arcul lamelar;
c_{2i} — rigiditatea, la un moment dat, a elementului hidropneumatic;
C_i — rigiditatea, la un moment dat, a suspensiei mixte;
p_i — presiunea absolută, la un moment dat, în camera cu aer;
p^r_{2i} — capacitatea portantă efectivă, la un moment dat, a amortizorului cu pernă de aer;
P_i — capacitatea portantă, la un moment dat, a suspensiei mixte;
λ_l — decrementul logaritmic;
f_v — săgeata dinamică;
f_{v1}, f_{v2} — săgeți dinamice la interval de o perioadă;
T — perioada vibrațiilor caroseriei;
P_{2v} — sarcina dinamică;
$(\Delta P_{2v})_1$, $(\Delta P_{2v})_2$ — variații ale sarcinii dinamice la interval de o perioadă;
m — masa suspendată;
b — coeficientul de amortizare (rezistență);
ω_0 — pulsația vibrațiilor caroseriei;
D — gradul de amortizare al amortizorului cu pernă de aer (hidropneumatică).

2. Pentru autocamionul SR 113, autocamionul experimental SR 117 și autobasculanta

SR — 15 — 10, corespund următoarele valori numerice :

$$P_u = 2920 \text{ kgf}, \ P_g = 610 \text{ kgf}, \ L_s = 150 \text{ cm},$$

$$R_s = 25 \text{ cm}, \ D_l = 102 \text{ mm}, \ S_l = 81{,}71 \text{ cm}^2, \ D_g = 94 \text{ mm},$$

$$S_g = 69{,}4 \text{ cm}^2, \ \varepsilon_d = 2 \ [9], \ a = 1 \text{ cm}, \ b = 9 \text{ cm},$$

$$E = 2{,}1 \cdot 10^6 \text{ kgf/cm}^2, \ \sigma_s = 5500 \sim 6500 \text{ kgf/cm}^2 \ [7],$$

$$L_0 = 170 \text{ cm}, \ H_0 = 17 \text{ cm}, \ \alpha_0 = \theta = 23°40' \ [3,5]$$

Se alege : $\nu_u = 115$ oscil/min ($\delta_u = 6{,}76$ cm), $n = 1, 3$, $L_u = 1{,}52$, $m_0 = 2$ foi, $m_u = 3$ foi, $n_1 = 6$ foi, $\sigma_s = 5750$ kgf/cm ^{2}.

Se calculează :

$m_u/n_1 = 3/6 = 0, 5$, iar din [3] rezultă $q_u = 1{,}3$.
$f_u = q_u \ \sigma_s L_u^2/(6 \text{ a } E) = 1,3 \cdot 5750 \cdot 152^2/(6.1.2{,}1 \cdot 10^6) = 13{,}5$ cm. mărime care corespunde cu valoarea din [5], tabelul 3, p. 402.
$P_{1u} = 4 \ n_1 a^3 b \ \ f_u E/q_u L_u^3) = 4 \cdot 6 \cdot 1^3 \cdot 9 \cdot 13{,}5 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6/(1{,}3{,}152^3) = 1360$ kgf
Verificare :

$$n_1 = 3 \ L_u \ P_{1u}/(2 \ a^2 b \ \sigma_S) = 3 \cdot 152 \cdot 1360/(2 \cdot 1^2 \cdot 9 \cdot 5750) = 6 \text{ foi}$$

$$P_{2u}^r = P_u - P_{1u} = 2920 - 1360 = 1560 \text{ kgf}.$$

$$P_{2u} = P_{2u}^r + P_a S_l = 1560 + 81{,}71 \simeq 1642 \text{ kgf}$$

$$c_{2u} = P_u(\pi \ \nu_u)^2/(900 \text{ g}) - P_{1u}/f_u = 2920(3{,}14 \cdot 115)^2/(900 \times 981) - 1360/13{,}5 = 332 \text{ kgf/cm};$$

$$f_0 = f_u + n(P_{2u}/c_{2u}) = 13{,}5 + 1{,}3 \, (1642/332) \simeq \simeq 20 \text{ cm}.$$

$$p_u = p_a + P_{2u}^r/S_l = 1 + 1560/81{,}71 = 20{,}1 \text{ kgf/cm}^2,$$

$$p_0 = p_u(1 - f_u)/f_0) = 20{,}1 \, (1 - 13{,}5/20) \simeq 6{,}6 \text{ kgf/cm}^2.$$

$$P_{20} = p_0 \, S_l = 6{,}6 \cdot 81{,}71 = 540 \text{ kgf}.$$

$$P_{20}^r = P_{20} - p_a \, S_l = 540 - 81{,}71 \simeq 458 \text{ kgf/cm}^2 < P_g.$$

Se observă că amortizorul proiectat poate fi folosit și pentru autocamioanele de tip 7BA1-L, unde $P_g = 460$ kgf, la care sarcina în gol va fi preluată practic de către capacitatea portantă inițială a amortizorului cu pernă de aer.

În continuare de calculează :

$$\lambda = S_l/S_g = 81{,}71/69{,}4 = 1{,}175,$$

$$h_0 = \lambda \, f_0 = 1{,}175 \times 20 = 23{,}5 \text{ cm}.$$

$$f_d \simeq f_u + \delta_u \, [1 - (1/\varepsilon_d)] = 13{,}5 + 6{,}76 \, [1 - (1/2)] \simeq 16{,}9 \text{ cm}.$$

$$l_u = h_0 + f_d = 23{,}5 + 16{,}9 = 40{,}4 \text{ cm}.$$

În vederea determinării frecvenței oscilațiilor caroseriei la diferite sarcini se va efectua un calcul tabelar, în care se utilizează expresiile [5] :

$$\alpha_i = \text{arc sin } [(L_i - L_s)/(2 \ R_s)] \, ; \ H_i = (L_i/4) \sin \alpha_i,$$

$$f_i = H_0 - H_i - R_s \, (\cos \alpha_i - \cos \alpha_0),$$

$$c_{1i} = 4 n_1 \, a^3 \, bE/(q \, L_i^3) \, ; \ P_{1i} = c_{1i} \cdot f_i,$$

$$c_{2i} = n p_0 f_0 S_l/(f_0 - f_i)^2 \, ; \ c_i = c_{1i} + c_{2i},$$

$$p_i = p_0 f_0/(f_0 - f_i) \, ; \ P_{2i}^r = (p_i - p_a) S_l,$$

$$P_i = P_{1i} + P_{2i}^r \, ; \ \nu = (30/\pi) \sqrt{g \, c_i/P_i}.$$

Folosind valori din [5] tabelul 3, s-au efectuat calculele indicate în tabelele 1 și 2.

Tabelul 1

Capacitatea portantă a arcului lamelar

m, n_1, q	i	L_i^3 cm ^{3}	c_{1i} kgf/cm	P_{1i} kgf
$m = 2$	0	$4{,}913 \cdot 10^6$	66	0
$n_1 = 6$	1	$4{,}742 \cdot 10^6$	68,4	102
	2	$4{,}574 \cdot 10^6$	70,8	206
$q = 1{,}4$	3	$4{,}411 \cdot 10^6$	73,4	326
	4	$4{,}252 \cdot 10^6$	76,1	450
	5	$4{,}096 \cdot 10^6$	79	587
$n = 3$	6	$3{,}944 \cdot 10^6$	88,5	790
$n_1 = 6$	7	$3{,}796 \cdot 10^6$	92,7	850
	8	$3{,}652 \cdot 10^6$	95,6	995
$q = 1{,}3$	9	$3{,}512 \cdot 10^6$	99,4	1182
	10	$3{,}375 \cdot 10^6$	103,1	1360

Se constată că începînd de la o sarcină activă suspendată, pe roata din spate de 330 kgf (11 % din P_u), pînă la sarcina suspendată de 2430 kgf (83 % P_u), frecvența oscilațiilor caroseriei este practic constantă, abaterea fiind numai de 2,5 % între valoarea minimă (105 min^{-1} și valoarea maximă (108 min^{-1}) a frecvenței pe domeniul indicat.

Din tabelul 2 se observă că la sarcini cuprinse între sarcina utilă și sarcina în gol apare o scădere a frecvenței, pînă la 105 oscil./min, fapt care prezintă un avantaj al suspensiei mixte căci frecvența recomandată pentru autocamioane este cuprinsă între 100 și 120 oscil/min. Prin urmare la majoritatea sarcinilor transportate, care sînt sub sarcina utilă, frecvența oscilațiilor este apropiată de limita inferioară, care indică un grad de confortabilitate optim. Evident, utilizarea unui arc lamelar divizat în pachete cu foi ar apropia frecvența oscilațiilor la sarcina în gol de cea corespunzătoare sarcinii utile. La actualele determinări experimentale însă, nu am dispus de un astfel de arc.

3. Pentru verificarea metodei de calcul și de proiectare a suspensiei mixte s-a realizat amortizorul cu pernă de aer, conform dimensiunilor stabilite prin calcul. S-a ales apoi un autocamion de tipul SR 113 cu suspensia unei roți din spate formată dintr-un arc lamelar divizat

Tabelul 2

Frecvenţa oscilaţiilor caroseriei

i	f_i	f_0-f_i	$(f_0-f_i)^2$	c_{2i}	c_i	p_i	P_{2ir}	P_i	ν_i
	cm	cm	cm^2	kgf/cm	kgf/cm	kgf/cm^2	kgf	kgf	min^{-1}
0	0	20	400	35	101	6,6	458	458	—
1	1,5	18,5	342	41	109,4	7,2	506	608	126
2	2,93	17,07	292	48	118,8	7,8	555	761	118
3	4,45	15,55	243	57,7	121,1	8,5	612	938	108
4	5,91	14,09	198	70,8	146,9	9,4	685	1135	108
5	7,43	12,57	158	88,8	167,8	10,5	775	1362	105
6	8,91	11,09	123	113,8	202,3	11,9	857	1647	105
7	9,2	10,8	117	119,8	212,5	12,2	910	1760	105
8	10,42	9,58	92	152,5	248,1	13,8	1044	2039	105
9	11,9	8,1	66	212	311,4	16,3	1250	2432	107
10	13,5	6,5	42	332	435,1	20,1	1560	2920	115

Tabelul 3

Variaţia sarcinii dinamice care solicită amortizorul

f	f_v	f_0-f_v	$\frac{f_0-f_v}{f_0-f_s}$	$\left(\frac{f_0-f_v}{f_0-f_s}\right)$	P_{2v}	ΔP_{2v}
cm	cm	cm	—	—	kgf	kgf
0	12,3	7,7	1	1	1412	0
0,5	12,8	7,2	1,07	1,09	1540	128
1	13,3	6,7	1,15	1,2	1700	288
1,5	13,8	6,2	1,24	1,32	1860	448

în două pachete cu foi (8 + 5), prevăzut cu două reazeme de tip sanie şi legat de rama şasiului prin intermediul a două foi de reacţiune; în plus suspensia unei roţi mai avea două arcuri de cauciuc de tip Aeon şi un amortizor hidraulic telescopic (fig. 1). Calculul acestei suspensii cu arcuri semieliptice şi arcuri de cauciuc (Aeon) este indicat în lucrarea [5].

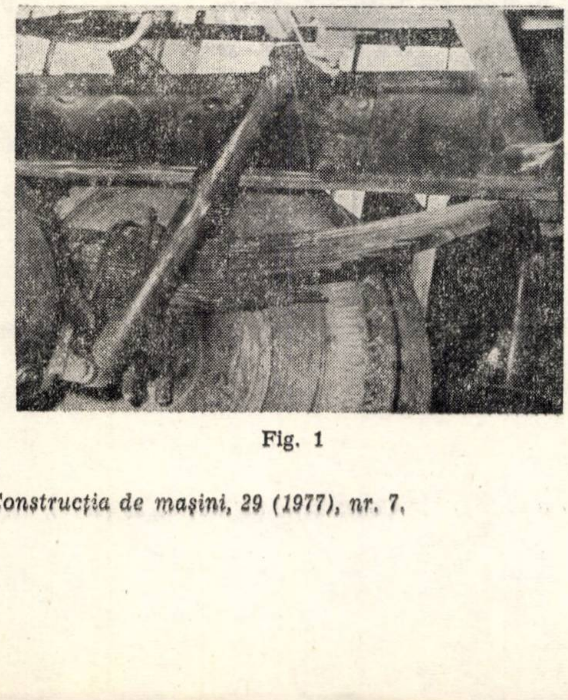


Fig. 1

De la această suspensie s-au îndepărtat 7 foi de arc (pachetul inferior plus ultimele două foi ale pachetului superior) lăsîndu-se numai primele 6 foi ale pachetului superior; de asemenea s-au înlăturat cele două arcuri de cauciuc şi amortizorul hidraulic telescopic.

În paralel cu arcul lamelar progresiv, care a rămas numai cu 6 foi, s-a montat amortizorul cu pernă de aer (elementul hidropenumatic) ca în figura 2, utilizînd pentru legarea amortizorului cu rama şasiului chiar cei doi suporţi pentru arcurile de cauciuc (care au fost înlăturate).

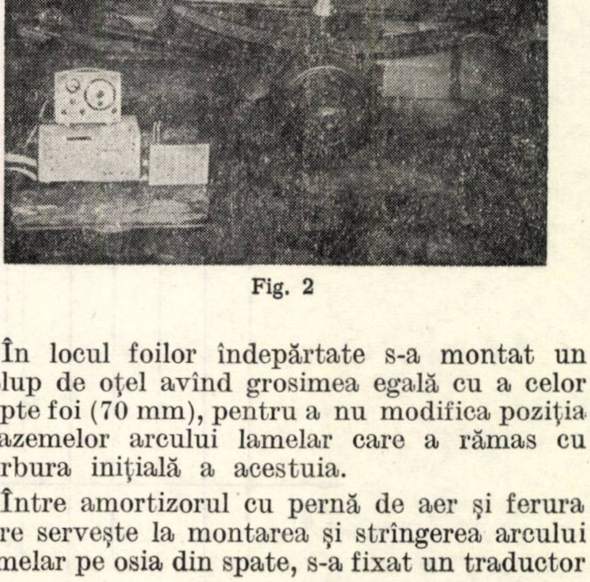


Fig. 2

În locul foilor îndepărtate s-a montat un calup de oţel avînd grosimea egală cu a celor şapte foi (70 mm), pentru a nu modifica poziţia reazemelor arcului lamelar care a rămas cu curbura iniţială a acestuia.

Între amortizorul cu pernă de aer şi ferura care serveşte la montarea şi strîngerea arcului lamelar pe osia din spate, s-a fixat un traductor tensometric prevăzut cu două mărci montate

pe laturi opuse și legate în serie, care a transmis semnale la oscilograful cu 8 bucle prin intermediul unei punți tensometrice tranzistorizate de tip ORION, cu un canal (fig. 2). Etalonarea oscilografului în corelație cu puntea s-a efectuat, la fața locului, înainte de încercări.

S-a trecut apoi la încercările dinamice ale amortizorului, lăsînd să cadă o sarcină, echivalentă cu sarcina utilă, de la înălțimea de 20 ~ 30 cm (fig. 3), folosind în acest scop un pod rulant.

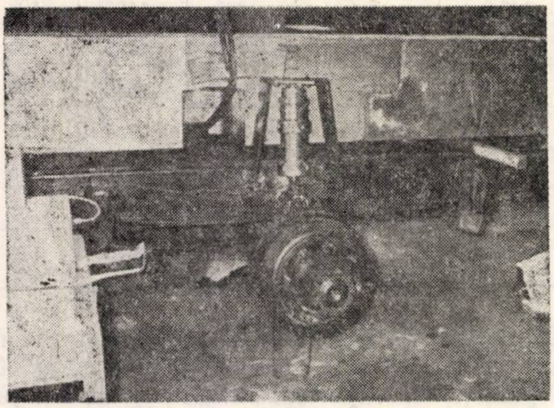


Fig. 3

Pentru a avea în vedere condițiile reale de lucru, înregistrarea oscilogramelor s-a realizat cu roțile montate (în figurile precedente au fost demontate pentru a se vedea complet suspensia mixtă utilizată).

În figura 4 este redată oscilograma ridicată la solicitarea dinamică cu o sarcină corespunzătoare celei utile ($P^r_{2s} = 1330$ kgf, înregistrată la oscilograf), peste oscilograma ridicată s-a trasat și etalonarea oscilografului corespunzătoare acestei determinări experimentale (scara pentru ε). Liniile paralele verticale indică baza de timp (distanța dintre două linii corespunzătoare cu 0,1 secunde).

Din această diagramă și tabelul de etalonare $P = P(\varepsilon)$ al traductorului tensometric, rezultă:

$$T = 0{,}54 \text{ s}; \quad (\Delta P_{2v})_1 = 350 \text{ kgf}, \quad (\Delta P_{2v})_2 = 130 \text{ kgf}.$$

În tabelul 3 este redat calculul tabelar bazat pe relația [2]:

$$P_{2v} = P_{2s}\left(\frac{f_0 - f_s}{f_0 - f_v}\right)^n,$$

unde:

$$P_{2s} = P^r_{2s} + p_a S_l.$$

Corespunzător valorilor $(\Delta P_{2v})_1 = 350$ kgf și $(\Delta P_{2v})_2 = 130$ kgf, prin interpolare din tabelul 3 rezultă $f_{v1} = 13{,}6$ cm, $f_{v2} = 12{,}9$ cm.

Corespunzător sarcinii statice $P^r_{2s} = 1330$ kgf, din tabelul 2 rezultă, prin interpolare, $f_s = 12{,}3$ cm.

Decrementul logaritmic este:

$$\lambda_l = l_n \frac{f_{v1} - f_s}{f_{v2} - f_s} = ln \frac{13{,}6 - 12{,}3}{12{,}8 - 12{,}3} = 0{,}9555.$$

Gradul de amortizare se determină cu formula [6]:

$$b = \frac{2\ \lambda_l}{T} m = \frac{2\ \lambda_l P_{2s}}{g\ T} = \frac{2 \cdot 0{,}9555(1330 + 81{,}71)}{981 \cdot 0{,}54} = 5{,}1 \text{ kgfscm}^{-1}.$$

Din lucrarea [9] rezultă pentru amortizoarele folosite la autocamionul SR-113, coeficientul de amortizare $b = 5$ kgfs cm^{-1}, pentru viteza de deplasare a caroseriei sub 30 cm/s, care corespunde cu condițiile încercării dinamice efectuate

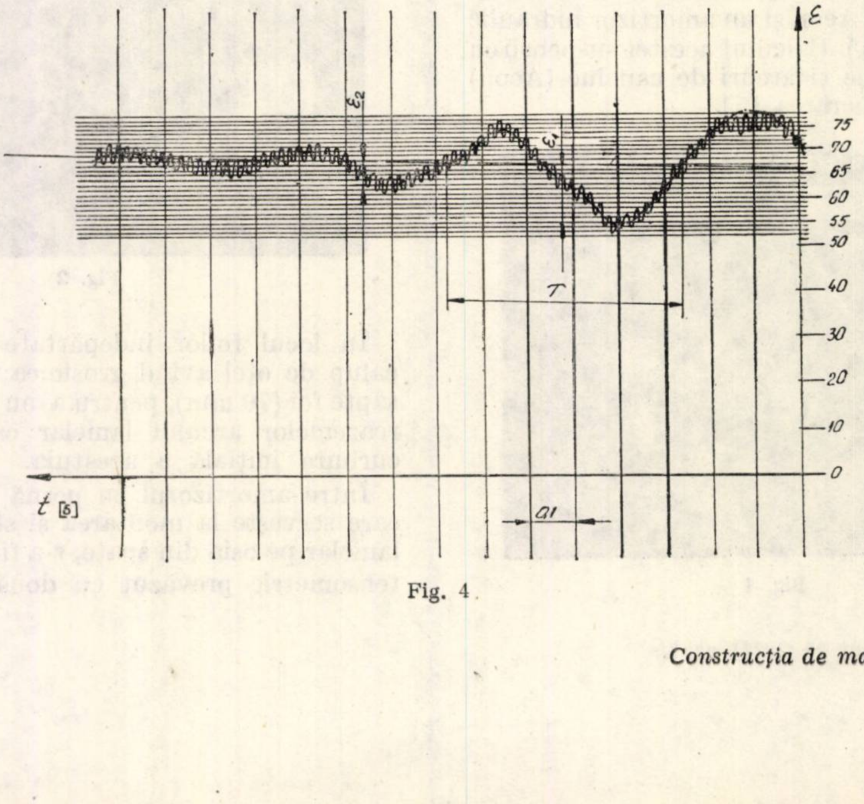


Fig. 4

pentru amortizorul cu pernă de aer adaptat la autocamionul SR-113. Acest rezultat arată că aria orificiilor de scurgere a lichidului de amortizor, executată conform datelor din lucrarea [8] este corect determinată și corect repartizată pe orificiile executate în tubul amortizorului cu pernă de aer, a cărui construcție principală este indicată în lucrările [1, 2, 8].

Gradul de amortizare se determină în virtutea formulei [10]:

$$D = \frac{b}{2\,\omega_0},$$

care, după cîteva substituții și simplificări, devine:

$$D = \frac{\lambda_l}{2\pi} m = \frac{\lambda_l P_{2s}}{2\pi g} = \frac{0{,}9555(1330 + 81{,}71)}{2 \cdot 3{,}14 \cdot 981} \simeq$$

$$\simeq 0{,}22 \text{ kgfs}^2\text{cm}^{-1}.$$

Conform [10] se recomandă $D = 0{,}2 \sim 0{,}3$ (după M. Mitschke) la sarcina utilă, $D = 0{,}25$ pentru confort optim (după F. Tuczek) și $D = 0{,}25$ pentru confort maxim la caroserii (după M. Mitschke și F. Tuczek). După cum se observă, gradul de amortizare determinat experimental se apropie sensibil de valorile recomandate în literatura de specialitate.

În figura 5 este redată oscilograma ridicată la solicitarea dinamică cu o sarcină medie ($P^r_{2s} = 800$ kgf înregistrată la oscilograf), iar în figura 6 este reprezentată oscilograma ridicată la solicitarea dinamică cu o sarcină corespunzătoare sarcinii în gol ($P^r_{2s} = 580$ kgf determinată tot cu oscilograful).

Aplicînd aceeași metodă de lucru ca cea expusă în cazul încercării sub sarcina utilă s-au determinat în cazul sarcinii medii:

$$T = 0{,}56 \text{ s } (\Delta P_{2v})_1 = 100 \text{ kgf}, (\Delta P_{2v})_2 = 20 \text{ kgf},$$

$$\lambda_l = 1{,}6639, \; b = 5{,}2 \text{ kgfs cm}^{-1},$$

$$D = 0{,}232 \text{ kgfs}^2 \text{ cm}^{-1},$$

iar în cazul sarcinii în gol:

$$T = 0{,}48 \text{ s}, (\Delta P_{2v})_1 = 1600 \text{ kgf}. (\Delta P_{2v})_2 = 60 \text{ kgf},$$

$$\lambda_l = 2{,}31, \quad b = 6{,}47 \text{ kgfs cm}^{-1},$$

$$D = 0{,}248 \text{ kgfs}^2 \text{ cm}^{-1}.$$

După cum se observă și aceste valori satisfac recomandările din literatura de specialitate.

Pe de altă parte, calculînd frecvența vibrațiilor caroseriei, în funcție de perioada determinată experimental se obțin valorile:

$$\nu = \frac{60}{T} = \frac{60}{0{,}54} = 111 \text{ min}^{-1},$$

pentru sarcina utilă,

$$\nu = \frac{60}{T} = \frac{60}{0{,}56} = 107 \text{ min}^{-1},$$

pentru sarcina medie,

$$\nu = \frac{60}{T} = \frac{60}{0{,}48} = 125 \text{ min}^{-1},$$

pentru sarcina în gol,

care corespund cu valorile determinate prin calcul în tabelul 2.

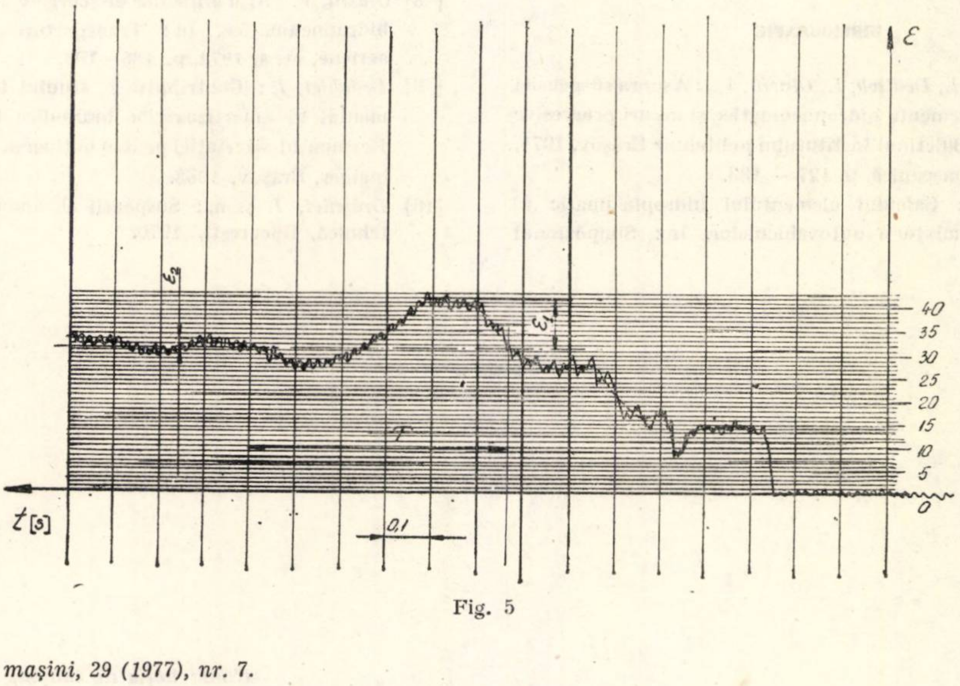


Fig. 5

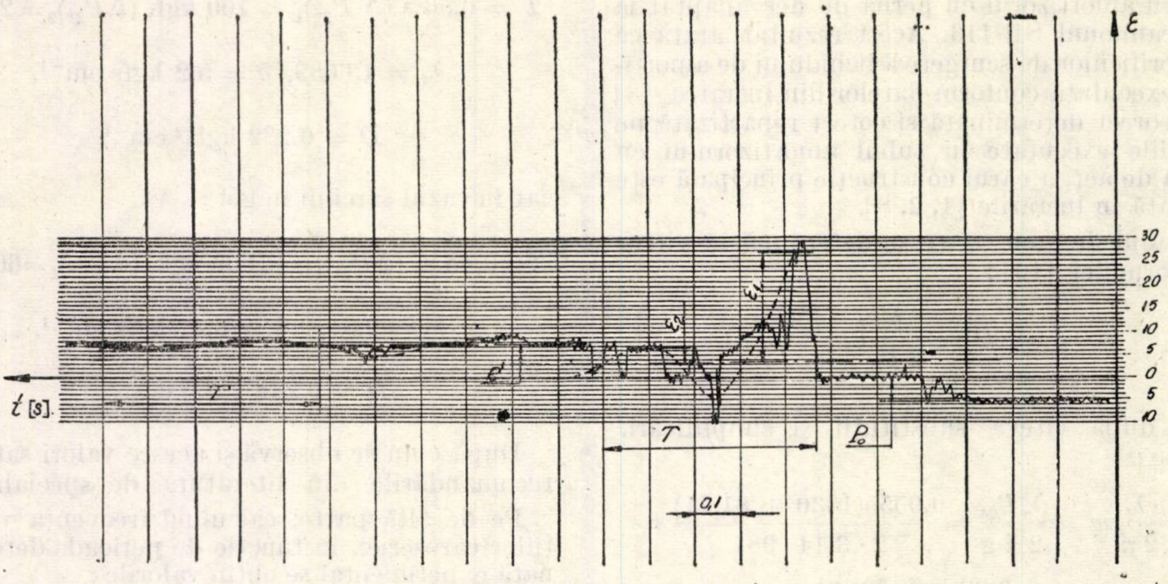


Fig. 6

La încercarea sub sarcina în gol, autocamionul a fost ridicat de partea din spate cu ajutorul podului rulant, folosit pentru celelalte două solicitări dinamice, apoi lăsat să cadă de la o înălţime de circa 30 cm, fapt care a provocat o solicitare dinamică puternică, căreia i-a corespuns un coeficient dinamic :

$$\varepsilon_d = \frac{580 + 81{,}71 + 1600}{1330 + + 81{,}71} = 1{,}61,$$

ce satisface coeficientul dinamic necesar $\varepsilon_n = 1{,}65$ utilizat în lucrarea [2], din care s-au adoptat mărimile pentru calculul numeric.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Coşereanu, I., Deutsch, I., Olariu, V.*, : Asupra suspensiei mixte cu elemente hidropneumatice şi arcuri progresive în foi. În : Buletinul Institutului politehnic Braşov, 1971, Seria A — mecanică, p. 127 — 133.

[2] *Olariu, V.* : Calculul elementului hidropneumatic al suspensiei mixte a autovehiculelor. În : Simpozionul de mecanisme şi transmisii mecanice, partea II, Reşiţa 27—29 octombrie, 1972, p. 568 ~ 576.

[3] *Deutsch, I., Olariu, V.*, : Asupra coeficientului de formă al arcului semieliptic în foi. În : Construcţia de maşini, nr. 11, 1970, p. 652—653.

[4] *Olariu, V.* : Determinarea experimentală a centrului de greutate şi a momentului de inerţie al autocamionului. În : Revista transporturilor, nr. 6, 1968, p. 259—270.

[5] *Olariu, V.* : Calculul suspensiei cu arcuri semieliptice progresive şi arcuri de cauciuc (Aeon). În : Construcţia de maşini, nr. 7, 1968, p. 392—403.

[6] *Olariu, V., Sperchez, Fl., Tofan, M., Moucha, R.*, ; Măsurătorile tensometrice ale suspensiei cu arcuri semieliptice progresive. În : Revista transporturilor, nr. 3, 1970, p. 100—103 şi p. 115.

[7] *Niemann, G.* : Maschinenelemente, Erster Band, 1960, Springer-Verlag, Berlin/Göttingen Heidelberg.

[8] *Olariu, V.* : Aria orificiilor de scurgere ale amortizoarelor hidropneumatice. În : Transporturi auto, navale şi aeriene, nr. 4, 1972, p. 185—186.

[9] *Drăghici, I.* : Contribuţii la studiul teoretic şi experimental al amortizoarelor hidraulice telescopice auto. Rezumatul dizertaţiei pentru obţinerea titlului de doctor inginer, Braşov, 1968.

[10] *Drăghici, I.* ş. a. : Suspensii şi amortizoare, Editura tehnică, Bucureşti, 1970.

CZ: 629.113./114

Modelarea cutiilor de viteze planetare (partea I)

Ing. Mihai CIOBANU – I.C.P.A.T. – Brașov

Transmisiile automate ale autovehiculelor au apărut din necesitatea reducerii solicitării conducătorului auto la schimbarea treptelor de viteză și a îmbunătățirii calităților dinamice de comandă și exploatare. Aceste transmisii sînt compuse în principal dintr-un convertizor hidrodinamic de cuplu (ambreiaj Föttinger) și o cutie de viteze planetară în mai multe trepte, cuplată la convertizor. Transmiterea mișcării de la cutia de viteze planetară la roțile motrice (în cazul autovehiculelor pe roți) se realizează în continuare cu o transmisie mecanică.

O cutie de viteze planetară în mai multe trepte este formată din „seturi planetare" cuplate între ele. În afară de arborii de intrare și ieșire din cutia de viteze planetară mai există o serie de arbori de cuplare, care nu ies din carcasa cutiei. Schimbarea vitezelor se realizează fără decuplarea „mașinii de forță" acționată sau frînată. Din acest motiv acest tip de transmisii se numesc cu „cuplare sub sarcină". În cutia de viteze planetară, cuplările se realizează în principal prin jocuri de mase inerțiale și contactul forțat al arborilor de cuplare la carcasa cutiei. Aceste legături detașabile sînt formate din ambreiaje multidisc sau frîne cu bandă.

Schimbarea automată a treptelor de viteză se realizează cu ajutorul unui dispozitiv de comandă care acționează servoelementele din transmisie în sensul cuplării sau decuplării legăturilor detașabile sub influența stării motorului (mașinii de forță) a vitezei de deplasare, a intenției de accelerare a vehiculului de către conducătorul auto, etc. Toate aceste cuplări sau decuplări nu trebuie să producă pierderi din puterea de antrenare și, de asemenea, nu trebuie să fie percepute de pasagerii autovehiculului.

Conlucrarea dintre „mașina de forță", cutia de viteze, sistemul de propulsie (al autovehiculului) și suprafața pe care se face deplasarea vehiculului este foarte complicată în cazul unor astfel de cuplări-decuplări duble sau triple, iar în cazul unui ansamblu hidrodinamic (cu ambreiaj Föttinger) problemele sînt și mai complicate.

Lucrarea de față își propune să stabilească modelul matematic, ecuațiile de mișcare, și relațiile dintre cupluri, în cazul funcționării unui „set planetar" în regim tranzitoriu.

Reamintim că regimul tranzitoriu al unui sistem dinamic reprezintă, din punct de vedere fizic, faza de trecere de la un regim staționar la altul. În lucrare se analizează regimul tranzitoriu generat de cuplarea – decuplarea legăturilor detașabile de tipul cu fricțiune (ambreiaj multidisc și frînă cu bandă) din lanțul de închidere al mecanismului „setului planetar" și nu cazurile de funcționare nestaționară generate de variația momentului rezistent, a momentului de antrenare, a energiei cinetice etc.

Notații și simboluri utilizate în lucrare.

$\alpha_1, \omega_1, \varepsilon_1$ – unghiul, viteza și accelerația unghiulară ale coroanei;
$\alpha_2, \omega_2, \varepsilon_2$ – unghiul, viteza și accelerația unghiulară ale roții centrale;
$\alpha_0, \omega_0, \varepsilon_0$ – unghiul, viteza și accelerația unghiulară ale brațului port-satelit;
I_1 – suma dintre momentul de inerție al părții de antrenare redus la axa de intrare a mecanismului și momentul de inerție al elementului 1 (coroana dințată);
I_2 – momentul de inerție al elementului 2 (roata centrală);
I_0 – suma dintre momentul de inerție al elementului 0(braț port-satelit) și momentul de inerție al părții antrenate redus la axa elementului de ieșire;
M_m – momentul de antrenare;
M_a – momentul din ambreiajul de cuplare al lanțului de închidere;
M_f – momentul din frîna de legare la bază a elementului (2);
M_r – momentul rezistent;
M_1 – momentul transmis de coroana dințată;
M_2 – momentul la roata centrală;
$R = \frac{M_r}{M_1}$ – raportul cuplurilor (de transmitere) în regim nestaționar;
$r = \frac{M_r}{M_1}$ – raportul cuplurilor (de transmitere) în regim cvasistaționar;
Q_k – forța generalizată;
A_k – lucrul mecanic virtual;
E_c – energia cinetică;
μ_d – coeficientul de frecare de alunecare dinamică;
$r_{a,f}$ – raza medie a ambreiajului, respectiv frînei;
$F_{a,f}$ – forța de cuplare la ambreiaj sau frîna;
$i_{a,f}$ – numărul suprafețelor de frecare la ambreiaj sau frînă;
θ – unghiul de înfășurare al frînei cu bandă.

Stabilirea modelului matematic al „setului planetar"

Un „set planetar" al cutiei de viteze planetare este constituit (în cazul cel mai general) dintr-un mcanism planetar elementar cu lanț de închidere de tipul unui ambreiaj multidisc M_a (fig. 1) cu legarea la bază a unui element (2) cu o frînă cu bandă M_f. Un astfel de „set planetar" poate realiza ca mecanism independent două trepte de viteză:

— o treaptă corespunde situației: ambreiajul „a" cuplat — frîna „f" decuplată;

— a doua treaptă corespunde situației: ambreiajul „a" decuplat, frîna „f" cuplată.

Modelul matematic al sistemului dinamic constituit din mecanismul planetar elementar este prezentat în figura 1. El se compune din mecanismul planetar propriu-zis, la care se adaugă momentele de inerție generate de func-

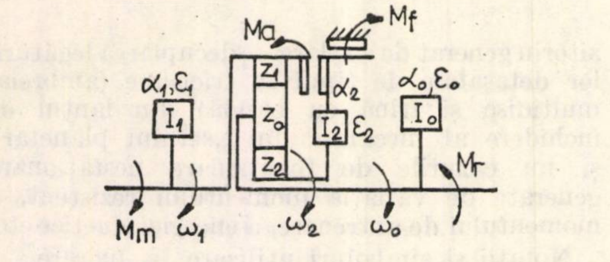


Fig. 1 Modelul matematic al sistemului dinamic constituit din mecanismul planetar elementar

ționarea în ansamblul unei transmisii (sau cutii de viteză planetare) și încărcările active (potențiale). Modelul din figura 1 reprezintă o fază tranzitorie în funcționarea mecanismului generată de dubla cuplare – decuplare a legăturilor detașabile „a" și „f".

Stabilirea ecuațiilor de mișcare

Ecuațiile de mișcare a elementelor mecanismului vor fi stabilite în cazul cel mai caracteristic de funcționare al acestei transmisii (faza dublei cuplări), cînd atît ambreiajul M_a din lanțul de închidere al mecanismului (M_a) cît și frîna (M_f) de legare la bază a elementului (2) sînt parțial cuplate.

Ecuațiile generale de mișcare se stabilesc cu ajutorul ecuațiilor Lagrange de speța a II-a aplicate unui sistem olonom de forțe cvasiconservative. Reamintim că în cazul sistemelor olonome, numărul coordonatelor generalizate este egal cu numărul gradelor de libertate, coordonatele generalizate fiind și independente între ele.

Sistemul dinamic al mecanismului planetar elementar are două grade de libertate, coordonatele generalizate fiind α_1 și α_0. Ecuațiile Lagrange sînt de forma:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{E_c}{\partial \dot{\alpha}_k}\right) - \frac{E_c}{\partial \alpha_k} = Q_k \quad (1) \quad \text{unde } k = 0,1$$

Se cunosc:

$$E_c = \frac{1}{2} I_1 \omega_1^2 + \frac{1}{2} I_2 \omega_2^2 + \frac{1}{2} I_0 \omega_0^2 \quad (2)$$

și

$$Q_k = \frac{\delta A_k}{\delta \alpha_k} \quad (3)$$

Cu aceste precizări, ecuațiile Lagrange se pot scrie sub forma:

$$\frac{d}{dt}\left\{\left[I_1 + \frac{I_2}{(r-1)^2}\right]\omega_1 - I_2 \frac{r}{(r-1)^2}\omega_0\right\} = M_m - M_a \quad (4)$$

$$\frac{d}{dt}\left\{\left[I_0 + \frac{r^2}{(r-1)^2}\right]\omega_0 - I_2 \frac{r}{(r-1)^2}\omega_1\right\} = \\ = \frac{r}{r-1}(M_a + M_f) - M_r,$$

din care în final obținem ecuațiile de mișcare ale elementelor sistemului dinamic din figura 1.

$$\left[I_1 + \frac{1}{(r-1)^2}\right] \cdot \frac{d^2\alpha_1}{dt^2} - \frac{r}{(r-1)^2} \cdot I_2 \cdot \frac{d^2\alpha_0}{dt^2} = \\ = M_m - M_a \quad (5)$$

$$\frac{r}{(r-1)^2} \cdot I_2 \cdot \frac{d^2\alpha_1}{dt^2} - \left[I_0 + \frac{r^2}{(r-1)^2} \cdot I^2\right] \cdot \frac{d^2\alpha_0}{dt^2} = \\ = \frac{r}{r-1} \cdot (M_a + M_f)$$

Pentru cazul în care sistemul forțelor generalizate este staționar, ecuațiile (5) pot fi integrate ușor, obținîndu-se după prima cuadratură vitezele unghiulare:

$$\omega_1 = \frac{\left[I_2 r^2 - \frac{(2-r)}{r-1} - I_0(r-1)^2\right] \cdot M_a - I_2 \cdot r \cdot M_r + \left[I_0(r-1)^2 + I_2 r^2\right] M_m}{I_1 I_0 (r-1)^2 + I_2 I_1 r^2 + I_2 I_0} \cdot t + \omega_{1s} \quad (6)$$

$$\omega_0 = \frac{\left[I_1 I_0 \cdot r(r-1) + \frac{r^3}{(r-1)} - I_2 I_1 + \frac{2-r}{r-1} - I_2 I_0\right] \cdot M_a - \left[I_1 I_0 (r-1)^2 + I_2 I_1 r^2 + I_2 I_0\right] M_r + I_0 I_2 \cdot r \cdot M_m}{\left[I_0 + \frac{r^2}{(r-1)^2} \cdot I_2\right] \cdot \left[I_0 I_1 (r-1)^2 + I_2 I_1 r^2 + I_2 I_0\right] \left[I_0 + \frac{r^2}{(r-1)^2} \cdot I_2\right] \left[I_0 I_1 (r-1)^2 + I_2 I_1 r^2 + I_2 I_0\right]} \cdot t + \omega_{os} \quad (7)$$

În cazul în care are loc decuplarea bruscă a părţii antrenate de mecanism adică $I_0 \to 0$ se obţine:

$$\omega_1 = \frac{\frac{2-r}{r-1}\cdot M_a - \frac{1}{r} M_r + M_m}{I_1}\cdot t + \omega_{1s} \quad (8)$$

$$\omega_0 = \frac{r(r-1)\, Ma - (r-1)^2 M_r}{r^2}\cdot t + \omega_{os} \quad (9)$$

Se observă din analiza relaţiei (8) că viteza unghiulară la elementul de antrenare ω_1 depinde de funcţiile de acţionare M_a, M_r M_m şi de momentul de inerţie al părţii antrenate, în timp ce viteza unghiulară a elementului de ieşire ω_0 nu depinde decît de M_a şi M_r, relaţia (9).

Determinarea relaţiilor dintre funcţiile de acţionare

În cazul sistemului dinamic constituit din mecanismul planetar elementar, unghiurile de rotaţie α_1, α_0 ale elementelor de intrare şi ieşire sînt variabilele dependente ale sistemului, în timp ce momentele sînt funcţii de acţionare. Pe baza principiului lui D'Alembert, sistemul dinamic din figura 1 a fost descompus în elemente componente (fig. 2) solicitate de încărcările aferente. Aplicînd teorema lui Newton pentru corpurile în mişcare de rotaţie obţinem ecuaţiile de legătură dintre funcţiile de acţionare:

$$M_a + M_1 - M_m - I_1\,\varepsilon_1 = 0 \quad (10)$$

$$M_2 + M_1 - M_r + I_0\,\varepsilon_0 = 0 \quad (11)$$

$$M_a + M_f - M_2 - I_2\,\varepsilon_2 = 0 \quad (12)$$

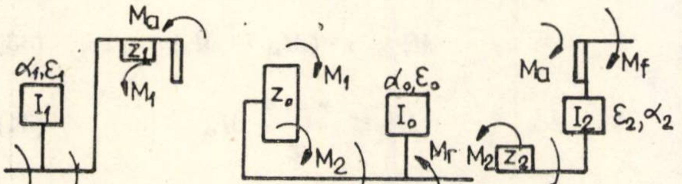


Fig. 2 Descompunerea în elemente componente ale sistemului dinamic din fig. 1

Precizăm că ecuaţiile au fost scrise pentru faza cuplării ambreiajului şi a decuplării frînei „f"

Prin derivarea în raport cu timpul a relaţiei(2) se obţine:

$$\varepsilon_2 = \frac{r}{r-1}\,\varepsilon_0 - \frac{1}{r-1}\,\varepsilon_1 \quad (13)$$

Substituind ecuaţiile (10), (11), (12) în relaţia (13) obţinem relaţiile dintre funcţiile de acţionare:

$$M_2 = \frac{\frac{1}{r-1}\cdot\frac{I_2}{I_1}\left(M_a - M_m + \frac{1}{r}M_r\right) - \frac{I_2}{I_0}M_r + M_a + M_f}{1 - \frac{r}{r-1}\cdot\frac{I_2}{I_0}} \quad (14)$$

Avînd în vedere că I_2 este foarte mic în raport cu I_2 şi I_0, la limită cînd $I_2 \to 0$ obţinem:

$$\lim_{I_2 \to 0} M_2 = M_a + M_f \quad (15)$$

$$M_1 = \frac{\frac{I_0}{I_1}(M_m - M_a) - r\,(M_a + M_f)}{\frac{I_0}{I_1} - r\,(r-1)} \quad (16)$$

$$M_r = \frac{\frac{I_0}{I_1}(M_m - M_a) - r\,(M_a + M_f)}{\frac{\cdot}{r}\cdot\frac{I_0}{I_1} - (r-1)} \quad (17)$$

Momentele M_a şi M_f sînt de forma:

$$M_a = \mu_a \cdot F_a \cdot r_a \cdot i_a \quad (18)$$

$M_f = \mu_a \cdot F_f \cdot r_f \cdot i_f$ (19), pentru frînă disc

sau $M_f = F_f \cdot r_f \cdot (e^{\mu\theta} - 1)$ (20), pentru frînă bandă

Valorile momentelor sînt specifice fiecărui regim de funcţionare a mecanismului. Pentru a lămuri mai bine cele afirmate facem următoarele precizări:

— mecanismul planetar este „decuplat" cînd $M_a = 0$ şi $M_f > 0$. Această situaţie corespunde regimului staţionar stînga (fig. 3). Cazul cînd $M_a = 0$ şi $M_f > 0$ se poate întîlni şi la regimul nestaţionar, dar această situaţie nu constituie obiectul prezentului studiu;

— mecanismul planetar funcţionează în regim tranzitoriu. În prima parte a regimului $(A-B)$ ambreiajul „a" începe cuplarea, iar frîna „f" decuplarea. Aceasta este „faza schimbării sarcinii de reacţie" şi se caracterizează prin $M_a > 0$ şi $M_f \to 0$. În a doua parte a regimului $(B-D)$ momentul M_a creşte, în timp ce $M_f = 0$. Acum apar cele mai mari solicitări dinamice din mecanism, combinate cu patinarea ambreiajului „a" pînă la stabilizarea funcţiilor de acţionare consumatoare de energie;

— mecanismul planetar este „cuplat" cînd $M_a > 0$ şi $M_f = 0$, degenerînd în cuplaj de forţă. Această fază corespunde regimului staţionar dreapta.

În concluzie, formalismul de studiu al sistemului dinamic se compune din regimul tranzitoriu în cazul solicitărilor dinamice maxime

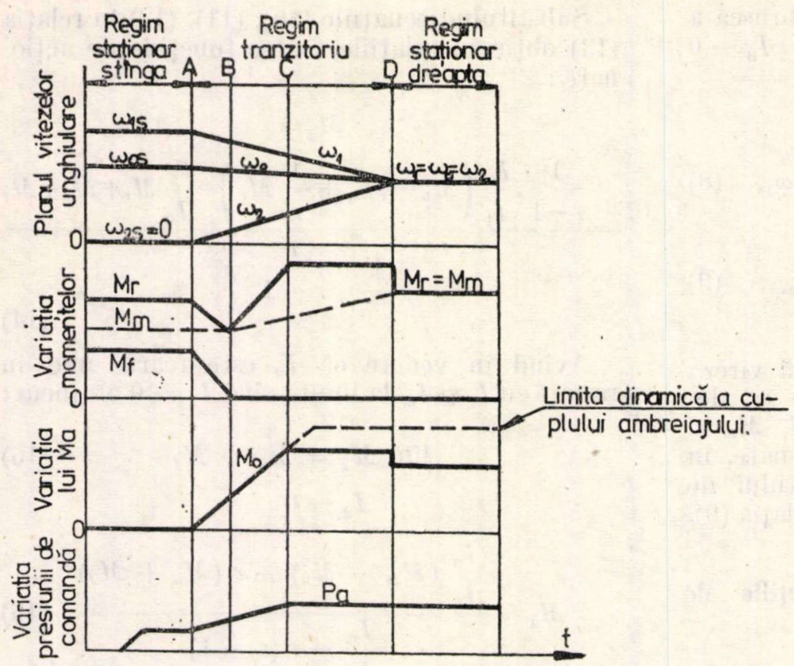


Figura 3 Diagrama regimurilor de funcționare a mecanismelor

generate de cuplarea ambreiajului *a*, încadrat, după principiile dinamicii newtoniene, de regimuri staționare.

Pe baza precizărilor făcute putem stabili acum relațiile dintre momente pentru fiecare regim.

Regimul staționar stînga (mecanism decuplat). În această fază $M_a = 0$; $\omega_2 = 0$; $\varepsilon_2 = 0$; $\varepsilon_0 = 0$

Din relațiile (15), (16), (17) obținem :

$$M_2^d = M_f \tag{21}$$

$$M_1^d \lim_{I_0 \to 0} M_2 = \frac{Mf}{r-1} \tag{22}$$

$$M_r^d = \lim_{I_0 \to 0} M_r = \frac{r}{r-1} M_f \tag{23}$$

Din dinamica mecanismului planetar elementar cu roata centrală legată la bază se cunosc relațiile :

$$M_m^d = M_1^d = \frac{M_r^d}{r} \tag{24}$$

$$M_2^d = \frac{r-1}{r} \cdot M_r^d \tag{25}$$

Din compararea relațiilor (21), (22), (23), (24), (25), se obține :

$$M_f^d = (r-1) M_m^d \tag{26}$$

$$M_2^d = (r-1) M_m^d \tag{27}$$

$$M_1^d = M_m^d \tag{28}$$

$$M_r^d = r \cdot M_m^d \tag{29}$$

Regimul tranzitoriu. În faza „schimbării sarcinii de reacție" am arătat că $M_a > 0$ și $M_f \to 0$. Relațiile dintre momente sînt date de expresiile (14), (16), (17), (18), (19). Dacă ținem cont că faza (A—B) este foarte scurtă în timp, adică $\omega_1 = \mathrm{ct}$; $\omega_0 = \mathrm{ct}$; $\omega_2 \to 0$ obținem :

$$M_f^t = (r-1) M_m - r \cdot M_a \tag{30}$$

$$M_2^t = (r-1)(M_m - M_a) \tag{31}$$

$$M_1^t = M_m - M_a \tag{32}$$

$$M_r^t = r \cdot (M_m - M_a) \tag{33}$$

$$M_a^t \leqslant \frac{r-1}{r} M_m \tag{34}$$

Pentru faza (B—D) cînd $M_f = 0$ relațiile dintre momente sînt :

$$M_2^t = \frac{r - \dfrac{I2}{I_0}(M_a - M_m) + M_a}{1 \;\; \dfrac{I_2}{I_0} \dfrac{r}{r-1}} \tag{35}$$

$$M_1^t = \frac{\dfrac{I_0}{I_1}(M_m - M_a) - r\, M_a}{\dfrac{I_0}{I_1} - r(r-1)} \tag{36}$$

$$M_r^t = \frac{\frac{I_0}{I_1}(M_m - M_a) - r\,M_a}{\frac{1}{r}\cdot\frac{I_0}{I_1} - (r-1)} \qquad (37)$$

$$M_a^t > \frac{r-1}{r} M_m \qquad (38)$$

În cazul în care $I_0 \to 0$ (adică mecanismul este decuplat de partea antrenantă) obținem

$$\lim_{I_0 \to 0} M_2^t = (r-1)(M_m - M_a) \qquad (39)$$

$$\lim_{I_0 \to 0} M_1^t = \frac{M_a}{r-1} \qquad (40)$$

$$\lim_{I_0 \to 0} M_r^t = \frac{r}{r-1} M_a \qquad (41)$$

Regimul staționar dreapta (*mecanism cuplat*). Faza se caracterizează prin $M_a > 0$; $M_f = 0$; $\varepsilon_1 = \varepsilon_0 = \varepsilon_2 = 0$

Vitezele unghiulare sînt egale între ele. Relațiile dintre momente sînt:

$$M_2^c = \frac{r-1}{r} M_m \qquad (42)$$

$$M_1^c = \frac{1}{r} \cdot M_m \qquad (43)$$

$$M_r^c = M_m \qquad (44)$$

$$M_a^c = \frac{r-1}{r} M_m \qquad (45)$$

Concluzii

În prima parte a lucrării se stabilesc ecuațiile de mișcare precum și relațiile dintre funcțiile de acționare în regim tranzitoriu și staționar. Unele valori sînt utile în calculul de proiectare a mecanismelor de viraj la vehiculele pe șenile.

Ecuațiile și relațiile stabilite vor fi folosite în continuare la modelarea pe calculatorul analogic sau numeric, pentru a se studia influența diverșilor factori dinamici asupra cuplării sau decuplării legăturilor detașabile, adică procesul schimbării sarcinilor de reacție.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Winchell, F. I., Ronte, W. D.*: Ratio changing the passenger car automatic transmission

[2] În SAF Design Practics: Passenger car automatic transmission, Bd. 1, 1962, pag. 57–80

CZ: 629.114.4.

Realizarea saboților de autocamion prin sudarea în găuri automatizată

Ing. Valeriu DOBOȘAN, ing. Nicolae CAȘCAVAL, ing. Rudolf UNGAR, ing. Ion IRIMESCU – Intr. de Autocamioane – Brașov

Cu toată critica adusă îmbinărilor sudate în puncte prin topire (în ceea ce privește slăbirea pe care o provoacă prin neînlocuirea întregului metal de bază și deci reducerea secțiunii elementului sudat în regiunea găurii) [1], procedeul își găsește în continuare aplicații în construcția de vagoane, mașini agricole, autovehicule etc [2], fiind utilizat pentru îmbinări ca: pereți din tablă la vagoane, ruptoare de valuri la rezervoare de combustibil, elemente de caroserie, tije de legătură etc. În domeniul tablelor subțiri, procedeul rezolvă probleme ce nu pot fi soluționate prin sudare prin rezistență în puncte, datorită, fie oxizilor de pe suprafața tablelor, fie imposibilității accesului, cu electrozi de contact, pe ambele părți ale tablei.

Urmărind literatura de specialitate din ultimul deceniu, se constată preocupări pentru perfecționarea acestui procedeu. Cercetările sînt orientate către repartiția temperaturii, către influența distanței dintre table, sau a diferitelor grosimi de tablă [3] [4], către îmbinări din oțeluri diferite [5] sau chiar combinații de oțel cu metale neferoase [6]. Se caută noi posibilități de aplicație în domeniul sudării oțelului-beton [7].

În practica sudării în puncte prin topire, odată cu dezvoltarea diferitelor procedee de sudare, s-a trecut pe rînd, de la realizarea ei (prin sudarea cu electrod învelit) la sudarea sub flux, iar mai departe la sudarea în mediu de gaz protector, fie cu electrod nefuzibil (argon) [3] fie cu electrod fuzibil (CO_2, $Ar + CO_2$) [9] [10] [5].

De obicei sudarea în puncte prin topire se utilizează la table suprapuse, aplicînd punctele după o geometrie asemănătoare sudării prin rezistență sau nituirii. La grosimi pînă la 3 mm, îmbinarea se realizează direct prin topirea tablei superioare la care se cuprinde și o parte din tabla inferioară. Tablele mai groase, la care

topirea celei superioare nu este posibilă, se sudează în găuri făcute în prealabil.

Mai rar întîlnite în practică sînt îmbinările în formă de „T" realizate prin acest procedeu. Un caz interesant de aplicare a lui s-a găsit la îmbinarea dintre talpa și nervura sabotului de frînă ce intră în componența autocamionului. Producția de serie mare a acestor elemente, posibilitatea automatizării operației și eliminarea unor deficiențe existente în fabricație au constituit de la început perspective justificatoare pentru introducerea procedeului.

Din punct de vedere constructiv saboții din componența autocamionului SR sînt de două tipuri: saboți-față (talpa — grosimea 4 mm, nervura — 4 mm) și saboți-spate (talpa — 5 mm, nervura 6 mm).

Înaintea introducerii sudării prin puncte topite, îmbinarea dintre talpă și nervură se realizează prin sudare cu electrod învelit aplicînd cusături întrerupte pe fiecare parte a nervurii. Pentru o producție de serie, procedeul prezenta dezavantaje ca: abateri în geometria piesei (deformații în simetria T-ului, abateri în liniaritatea generatoarei tălpii, instabilitatea razei de curbură a sabotului, instabilitatea lungimii și grosimii cusăturii etc.) și condiții de lucru anevoioase (volum mare de muncă fizică, consum ridicat de manoperă, necesitatea curățirii zgurii, mediu de fum și stropi de sudură etc).

Aplicarea sudurii în găuri la saboți prezintă avantajul unui acces ușor la îmbinarea de pe partea exterioară a tălpii. Devine posibilă amplasarea nestingherită a mecanismelor necesare automatizării procesului de sudare. De asemenea, prin sudarea în găuri, se realizează simultan și simetric — îmbinarea pe ambele fețe ale nervurii. Aceasta face ca deformațiile rezultate să fie reduse. Prin aplicarea sudării în CO_2 se obține o pătrundere bună și eliminarea operației de curățire a zgurii.

În figura 1 (jos) este prezentat sabotul sudat după noua metodă precum și piesele componente înainte de sudură. La saboții-față, în urma încercărilor, diametrul optim de gaură a rezultat de 10 mm, iar la saboții-spate — de 12 mm. Numărul de găuri sudate la sabotul-față este de 10 iar la cel spate de 9. Distanța între găuri este de 45 mm. Găurile se realizează odată cu ștanțarea conturului.

În figura 1 este redat unul din automatele de sudat saboți realizat la întreprinderea de autocamioane Brașov. El permite sudarea simultană a doi saboți. În vederea sudării, piesele componente sînt introduse în cîte un mecanism cu fălci de prindere. Fălcile strîng nervura care este poziționată pe anumite porțiuni ale razei ei interioare. Talpa este așezată peste nervură și poziționată la rîndul ei față de aceasta prin intermediul unei găuri dreptunghiulare în care intră un cep al nervurii. Lateral, talpa este menținută în poziție simetrică față de nervură prin intermediul unei gheare duble. În timpul deplasării de la un punct la altul gheara se ridică.

Mecanismul de strîngere a nervurii este reprezentat în figura 2. Strîngerea ambelor sisteme de fălci se realizează prin intermediul unui cilindru pneumatic (1). În acest scop fălcile mobile se rotesc în jurul unei balamale (2) dispusă opus față de piesele de sudat (3). Cilindrul pneumatic este fixat pe una din fălcile mobile (4) și acționează, prin intermediul tijei articulate (5), falca din extremitatea cealaltă. Deschiderea egală a ambelor fălci se realizează prin deschiderea limitată (limitator cu șurub (6) a fălcii pe care este montat cilindrul pneumatic. Fălcile au formă de discuri, la interior prezentînd relieful de orientare al nervurii. Suprafața de contact (7) cu nervura este realizată din cupru, atît din motive electrice cît și din motive de răcire. Pentru realizarea optimă a punctului sudat, din experiență a rezultat necesitatea ieșirii nervurii peste nivelul plăcilor de cupru cu 2 — 3 mm.

Ansamblurile fălcilor sînt prinse la cîte un capăt al unui ax (8) sprijinit pe două lagăre (9). Contactul electric la masă al fălcilor se asigură direct la acest ax.

Rotirea pas cu pas a pieselor menținute în fălci se face prin intermediul unei roți dințate (10) cu clichet (11). Pasul roții este acordat la distanța dintre găurile de sudat. Clichetul (11) de împingere este acționat printr-un ansamblu pneumatic (12). Pentru menținerea constantă a înaintării pas cu pas a ansamblului de fălci (care are masă în mișcare relativ mare) s-a dovedit ulterior necesară adaptarea unei frîne cu bandă. Revenirea în poziție inițială după

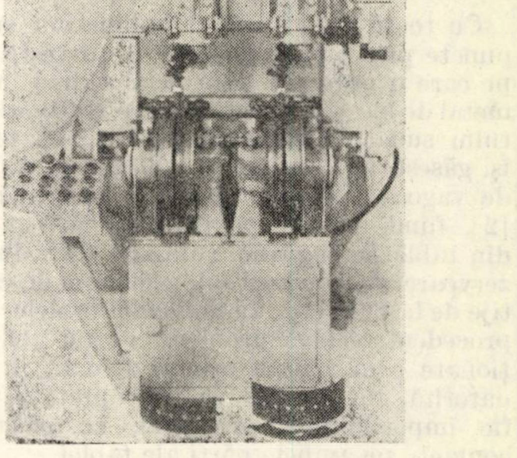
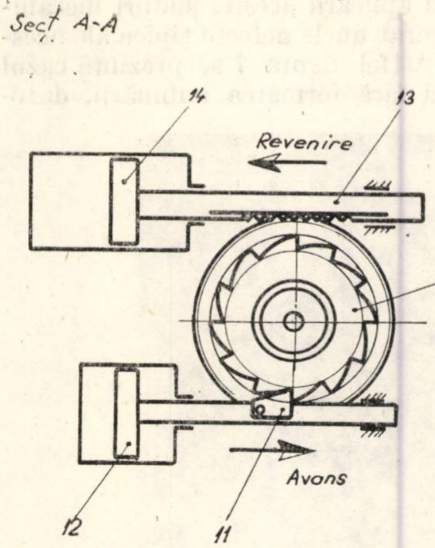


Fig. 1.

sudarea tuturor punctelor se face prin intermediul unei cremaliere (13), acționată tot pneumatic (14). Apăsarea pas cu pas a tălpii



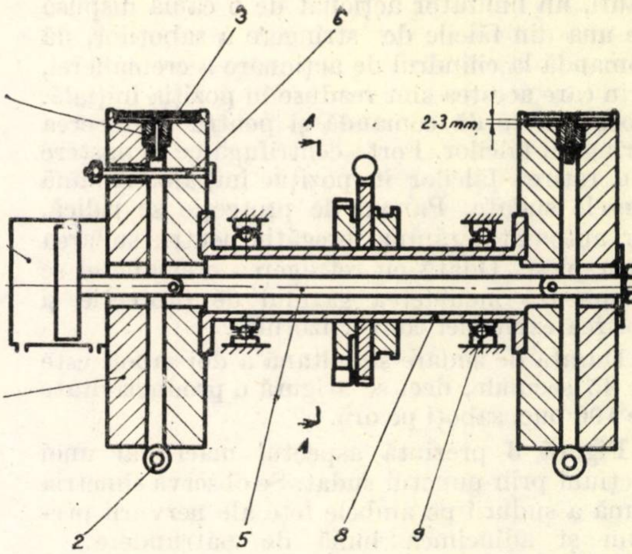


Fig. 2.

pe nervură cu ajutorul ghearei se face prin intermediul unui al treilea sistem pneumatic.

Întregul mecanism de stringere-deplasare a pieselor este montat pe un batiu (fig. 1). În interiorul acestuia sînt montate blocurile de electrovalve pentru acţionarea părţii pneumatice precum şi partea electrică de comandă. Pe două coloane prinse de batiu, este montat ansamblul de două capete de sudură. Acestea au un singur sistem motor de antrenare. Capetele sînt dispuse pe o grindă putînd fi independent deplasate în lungul ei în scopuri de orientare a sîrmei faţă de rîndul de găuri ce trebuie sudate. Axul lor comun de antrenare, dispus paralel cu grinda, este prevăzut cu un canal de pană pentru a permite deplasarea capetelor.

De la motor, mişcarea pentru avansul sîrmei este preluată de către un reductor şi transmisă la axul orizontal. Sudarea în găuri, necesitînd opriri dese, rapide şi precise ale sîrmei de sudură, a făcut necesară aplicarea unei frîne, imediat la ieşirea mişcării de antrenare din motor. Această frînă, prin intermediul unui electromagnet, opreşte brusc avansul sîrmei odată cu întreruperea curentului la motor. Motorul de antrenare, de 2 kw, este trifazat şi are 3000 rot/min. S-a dovedit suficientă o răcire naturală a capetelor de sudare. Suflarea gazului de protecţie se face printr-un tub de cupru dispus lateral la sîrmă.

Acţionarea comenzilor se face de la un pupitru montat la partea stîngă a batiului. Ulterior, aceasta a fost dublată cu o pedală triplă pentru acţionarea mai uşoară a stringerilor şi care s-a dovedit mai practică pentru operaţiile de încărcare cu piese. De asemenea, pornirea ciclului de sudare s-a trecut pe un contactor, acţionat odată cu tragerea în jos a panoului de protecţie contra radiaţiilor. Acesta este dispus în faţa automatului (nefigurat în fotografie) şi montat pe două braţe oscilante dispuse pe cele două coloane. Panoul are două ferestruici cu sticlă filtrantă pentru urmărirea procesului de sudare.

Fiecare cap de sudare este alimentat de cîte un convertizor CS 5 de 500 A, reglat pentru sudare în CO_2 (tensiunea în gol-35 V, tensiunea arcului —30 V, intensitatea — 300 A). Diametrul sîrmei electrod este de 1,2 mm, calitate S 11 M2S.

În general, funcţionarea automatului este următoarea : se introduce prima nervură între fălci, urmărind orientarea după rază interioară. Prin apăsarea pe pedală se acţionează stringerea. La fel se procedează cu a doua nervură. Se aşează pe rînd cele două tălpi pe cepul dreptunghiular al nervurii. Tălpile sînt apoi apăsate pe nervură de sistemul cu ghidare. Tot prin această comandă se porneşte excitaţia convertizoarelor şi admisia gazului de protecţie. Sabotul este astfel pregătit pentru sudare. Se trage în jos panoul de protecţie prin care se porneşte şi avansul sîrmei. Sîrmele de sudură pătrund în gaură, ating muchia nervurii amorsînd arcul electric la ambii saboţi. Timpul de ardere a arcului este dat de un temporizator, reglat după necesitatea umplerii găurii. După scurgerea timpului reglat, avansul sîrmei se opreşte brusc, iar arcul se stinge prin lungirea lui. Temporizatorul dă comanda pentru ridicarea ghearei de stringere şi la cilindrul de avans al clichetului.

Piesele strînse în fălci se rotesc cu un pas mai departe, astfel ca o nouă gaură de sudat să ajungă în dreptul sîrmei electrod. Clichetul, la capătul cursei sale, acţionează un limitator, care dă comandă pentru retragerea sa în poziţia iniţială şi pornirea din nou a avansului sîrmei. Se sudează astfel gaura a doua. În continuare procesul se desfăşoară la fel pînă la sudarea completă a tuturor găurilor. La sudarea ultimei

găuri, un limitator acţionat de o camă dispusă pe una din fălcile de strîngere a saboţilor, dă comandă la cilindrul de acţionare a cremalierei, prin care acestea sînt readuse în poziţia iniţială. Totodată se dă comandă şi pentru desfacerea strîngerii fălcilor. Forţa centrifugă ce ia naştere din rotirea fălcilor în poziţia iniţială, elimină piesele sudate. Panoul de protecţie se ridică, iar automatul rămîne pregătit pentru sudarea altor piese. Odată cu retragerea cremalierei se acţionează închiderea gazului de protecţie şi oprirea excitaţiei convertizorului.

Durata de sudare simultană a doi saboţi este de 45 secunde, deci se asigură o productivitate de 100 buc. saboţi pe oră.

Figură 3 prezintă aspectul macro al unei secţiuni prin punctul sudat. Se observă simetria bună a sudurii pe ambele feţe ale nervurii precum şi adîncimea bună de pătrundere.

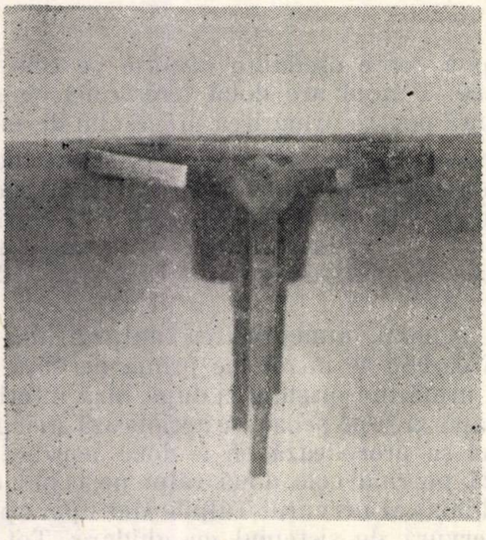


Fig. 3.

Figura 4 a reprezintă dispozitivul cu care s-au făcut probe de rupere la forfecare circulară a punctelor sudate, decupate din saboţi, căutînd a imita solicitarea normală a punctelor ce apar în funcţionare. Probele sînt tăiate la forma din figura 4 b. Ele sînt prevăzute cu găuri pentru strîngere. Porţiunea din talpă este prinsă de suportul inferior, iar cea din nervură de suportul superior. Articulaţia între cei doi suporţi este formată de un bolţ, distanţat de secţiunea supusă la forfecare cu o lungime egală cu raza de curbură a sabotului. Cele două tije articulate de la fiecare suport, dispuse pe o linie ce trece prin secţiunea suspusă la forfecare, servesc pentru prindere în fălcile maşinii de încercat.

În figura 4c, sînt prezentate aspecte ale punctelor rupte. Diagrama din figura 5 dă rezultatele a 13 probe de rupere. Media acestora este de 2870 kg. Figura 6 prezintă aspectul unei suduri bune.

Pe parcursul aplicării acestei suduri mecanizate, s-au conturat unele defecte tipice ale acestei îmbinări. Astfel figura 7 a, prezintă cazul topirii nervurii fără formarea îmbinării, dato-

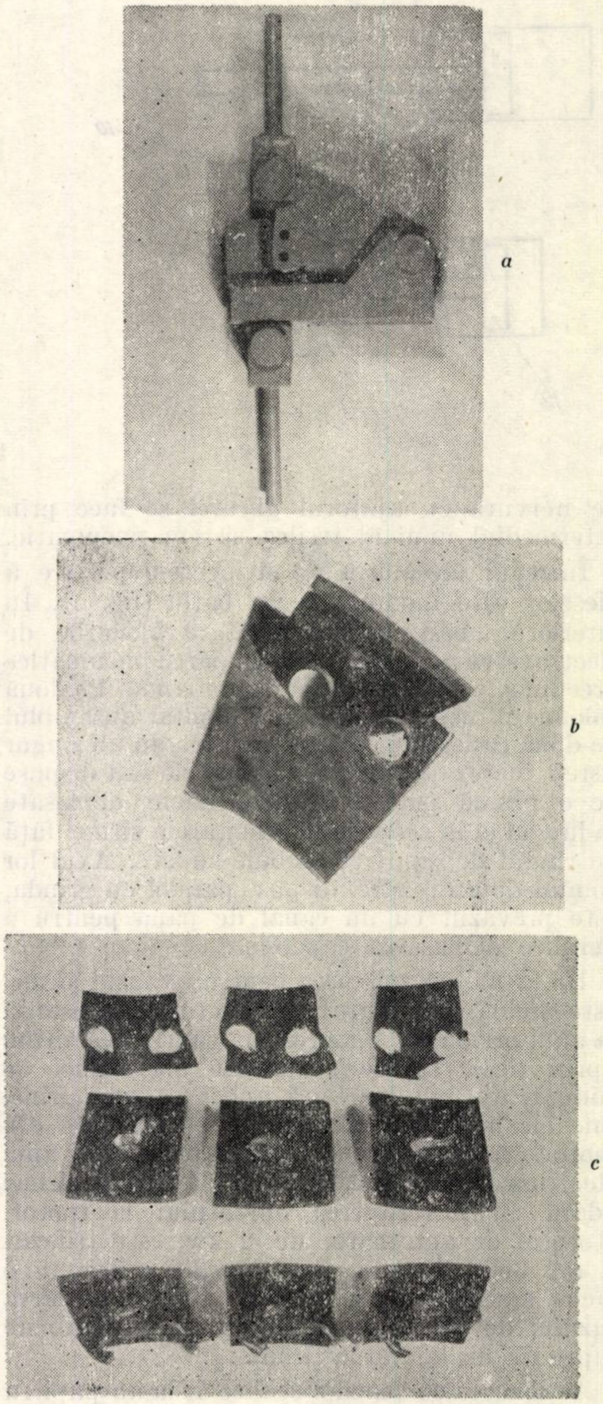


Fig. 4.

rită unei strîngeri insuficiente în plăcile de cupru ale fălcilor de strîngere. Figura 7b, reprezintă gîlma produsă prin întărirea băii în stare de fierbere datorită unei protecţii defectuoase. Figura 7 c., reprezintă cazul neumplerii găurilor datorită orientării incorecte a tălpii. Figura 7 d.,

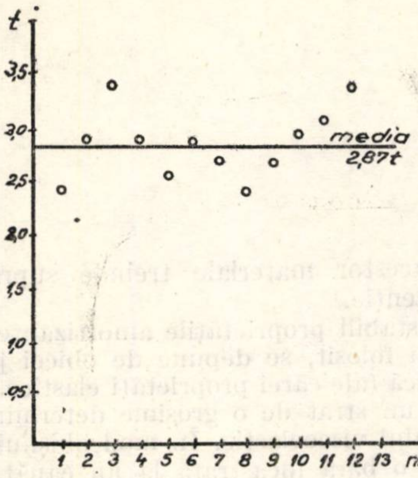


Fig. 5.

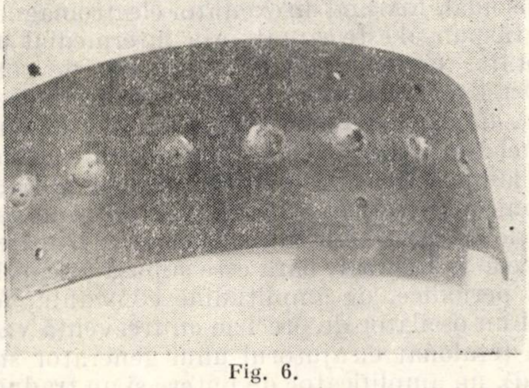
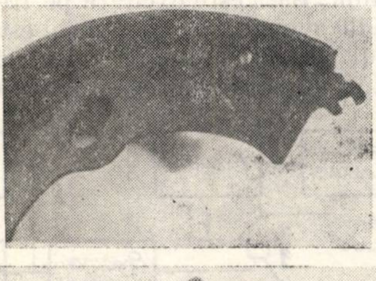


Fig. 6.

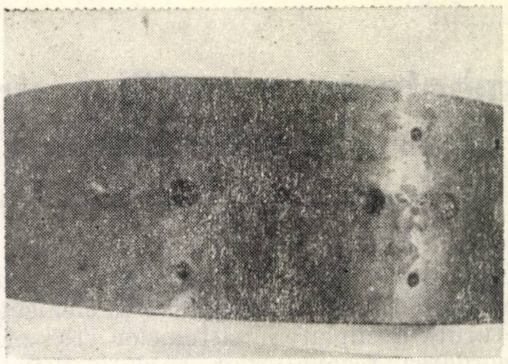


a

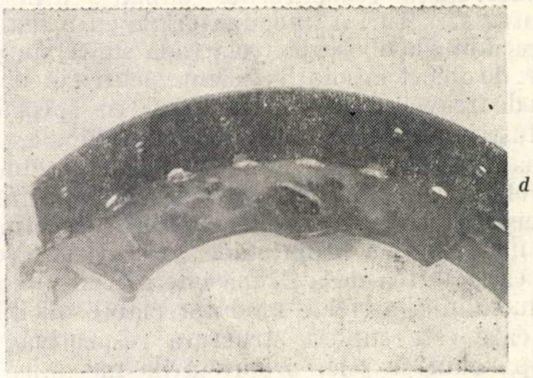
b

prezintă cazul neumplerii găurii datorită strîngerii insuficiente a tălpii peste nervură.

În general însă, aceste defecte sînt vizibile. Eliminarea pieselor cu asemenea defecte nu prezintă probleme la control. Practica de pînă acum, arată că noul tip de îmbinare pe lîngă avantajele ce le prezintă în fabricaţie, se comportă bine în exploatare. Pînă în prezent nu s-au semnalat reclamaţii.



c



d

Fig. 7.

Concluzii

Necesitatea găsirii unei soluţii mai perfecţionate de îmbinare între talpa şi nervura sabotului a dus la aplicarea în producţia de serie a procedeului de sudare în găuri sub protecţie de CO2. Rentabilitatea operaţiei a putut fi ridicată mult prin mecanizarea operaţiei. Automatele construite special pentru aceste ansamble prezintă şi noutatea sudării simultane în două locuri diferite cu doi electrozi antrenaţi de la un singur mecanism motor. Automatele prezintă o bună comportare în exploatare. Rezistenţa medie la rupere a unui punct corect sudat este de peste 2800 kg. Automatizarea reduce posibilitatea apariţiei sudurilor defecte însă n-o elimină complet. Defectele ce pot apare sînt însă vizibile fapt pentru care piesele defecte pot fi uşor eliminate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Nikolaev, A. G.* Construcţii sudate, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1955.

[2] *Renelt, E.* : Das SG/CO2/Punktschweissverfahren und seine Anwendung, Schweisstechnik, 11/1962, RDG.

[3] *Binger, G.* ; Erwärmunge und Abkünlungsbeziehungen beim Lichtbogen — Punktschweissen, Schweisstechnik, 4/1969, RDG.

[4] *Kiochi, Masubuchi* : *Calculation* and Measurement of Residual Stresses due to Spot Meating, Document IIW/II 92—60. Comisia X.

[5] *Binger, G.* : Metalurgie u. Festigkeit beim CO2—Lichtbogen Punktschweissen, Schweisstechnik, 6/69, RDG.

[6] *Beyer, W.* : Untersuchungen zum Schmeltzpunktes-chweissen der Blechkombination Stahl — Aluminium, Schweisstechnik, 4/69, RDG.

[7] *Engelhardt, W.* : Einflus des CO2 Punktschweissens auf das Festigkeitsverhalten des Betonstahle ST B IV, Schweisstechnik, 9/1972.

[8] *Kieshe, M.*: WIG — Punktschweissen, Schweisstechnik, 5/1963, RDG.

[9] *Smith, A.* : CO2 Shielded consumable electrode arc welding BWRA Abington Hall, Abington — Cambridge, 1965, Anglia.

[10] *Schrimf, G.* : CO2 Punktschweissung, Schweisstechnik, 2/63 RDG.

CZ: 629.113/.114

Combaterea vibrațiilor structurale cu ajutorul materialelor viscoelastice

Dr. ing. Ioan RUGINĂ, fiz. Horia PAVEN – Centrul de Mecanică a Solidelor – București

Metodele clasice de reducere a nivelului de vibrații al unei structuri (rigidizarea elementelor structurii, decuplarea sistemelor rezonante, dezacordarea rezonatorilor cuplați, utilizarea pentru structuri a unor materiale cu rezistență apreciabilă la oboseală, izolarea la sursă) nu conduc, de obicei, la soluții eficiente pentru un domeniu de frecvențe suficient de larg. În special în industria constructoare de autovehicule, material rulant, etc., unde problema reducerii nivelului de vibrații este foarte importantă, a cîștigat teren metoda acoperirii structurilor cu materiale cu proprietăți vîscoelastice, care au capacitatea de a disipa energia de vibrație, reducîndu-se astfel în mod apreciabil solicitările la care este supusă structura respectivă [1]. După cum se știe, proprietățile mecanice ale acestor materiale variază sensibil cu temperatura precum și cu frecvența solicitării, astfel încît, în funcție de condițiile de utilizare, pot fi alese materialele cele mai potrivite [2], [3].

Problemele care se pun în cazul încercărilor de reducere a nivelului de vibrații se referă la determinarea corectă a proprietăților elastice și amortizante ale materialului acoperitor (vîscoelastic), precum și la modul în care poate fi apreciată calitatea tratamentului aplicat. În ceea ce privește cel de al doilea aspect, trebuie subliniat faptul, foarte important, că orice structură în care s-au realizat îmbinări, suduri etc, prezintă de la bun început o anumită amortizare inițială, care diferă uneori sensibil chiar la același tip de structură, de obicei cu atît mai mult cu cît numărul îmbinărilor, sudurilor etc. este mai mare [4]. Disipările de energie din aceste regiuni pot fi uneori importante, astfel încît eficacitatea tratamentului de acoperire poate părea redusă. Pe de altă parte trebuie subliniat și faptul că structurile cu amortizări inițiale mari se pot dovedi a avea o rezistență scăzută în timp, de unde încă o calitate a testării amortizării inițiale a structurilor folosite în condiții intensive de solicitare. În aceste condiții este clar că pentru obținerea unei calități satisfăcătoare trebuie folosite materiale acoperitoare avînd proprietăți amortizante corespunzătoare. Analiza acestor proprietăți nu este lipsită de riscuri, ținînd seama de faptul că în mod obișnuit aceste materiale se găsesc într-o stare fluid-vîscoasă, devenind solide abia după depunerea pe structura respectivă și supunerea la un tratament termic corespunzător, astfel încît însuși modul în care se realizează depunerea și fixarea acestor materiale trebuie supravegheat cu atenție.

Pentru a stabili proprietățile amortizante ale materialului folosit, se depune de obicei pe o bară metalică (ale cărei proprietăți elastice sînt cunoscute) un strat de o grosime determinată din materialul vîscoelastic. În mod obișnuit se folosesc fie o bară încastrată la un capăt, fie o bară suspendată pe liniile nodale cu ajutorul unor fire subțiri. Bara este excitată în regim sinusoidal, folosind un excitator electromagnetic, iar răspunsul este captat prin intermediul unui captator electromecanic. Aparatura de rutină folosită pentru astfel de măsurători este concepută de H. Oberst și este furnizată de firma Brüel and Kjaer [5]. În cazul nostru s-a folosit un lanț de măsură propriu, partea mecanică permițînd efectuarea de măsurători și în cazul barelor încastrate la ambele capete. După cum se vede în figura 1, bara este supusă unei solicitări periodice, de amplitudine constantă, folosind un oscilator de precizie cu frecvență variabilă (etalonat cu ajutorul unui generator standard), un amplificator de putere și un traductor electrodinamic. Bara este excitată pe frecvențele proprii de încovoiere, iar răspunsul este captat cu ajutorul unui traductor electromecanic, amplificat, și, în sfîrșit, înregistrat de către un

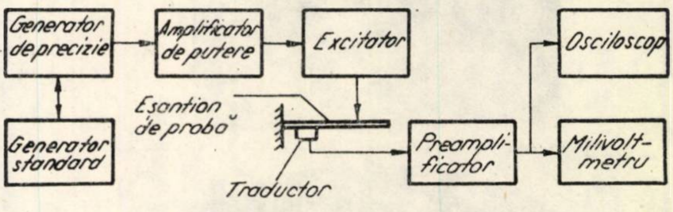


Fig. 1 — Schema de principiu a lanțului de măsură folosit pentru determinarea coeficientului de amortizare.

milivoltmetru electronic ; cu ajutorul unui osciloscop, răspunsul barei poate fi urmărit în mod direct. Din rezultatele experimentale se poate determina [6] imediat coeficientul de amortizare ψ al barei acoperite, folosind relația $\psi = \Delta f/f_r$, unde f_r este frecvența de rezonanță, iar Δf este lățimea curbei de rezonanță pentru o atenuare de 3 dB. Înainte de a ne referi la modul în care se determină coeficientul de amortizare al materialului acoperitor trebuie subliniate două aspecte : în primul rînd dimensiunile geometrice ale barei metalice, modulul de elasticitate, precum și tipul condiției la extremități (capăt liber, sprijinit, încastrat) — con-

diţionează spectrul frecvenţelor proprii [7]; după acoperirea barei cu material vîscoelastic, va avea loc o deplasare spre stînga a frecvenţelor proprii, datorită creşterii amortizării, deplasare ce nu poate fi calculată dinainte întrucît nu se cunosc proprietăţile amortizante ale materialului acoperitor. Concomitent (şi datorită aceleiaşi cauze) se produce o mărire a lui Δf. Efectul global constă, evident, in creşterea lui ψ. În al doilea rînd, trebuie observat că frecvenţele la care se pot efectua măsurătorile sînt strict determinate de caracteristicile mecanice şi geometrice ale stratului de material acoperitor; obţinerea unui spectru mai dens de frecvenţe se poate realiza, prin urmare, modificînd dimensiunile geometrice sau modificînd condiţiile la capete (a doua soluţie pare mai puţin acceptabilă datorită eventualelor erori ce pot fi determinate de frecările incontrolabile de la capete [7]). Curbele experimentale, obţinute în cazul determinării coeficientului de amortizare ψ al barei acoperite, (figurile 2 şi 3 pentru două frecvenţe diferite, $f_1 = 70$ Hz şi $f_2 = 200$ Hz, reflectă creşterea monotonă a lui ψ cu $H\ (= h_2/h_1)$, unde h_1 este grosimea barei metalice, iar h_2 — grosimea stratului de material vîscoelastic acoperitor. Aceste curbe pot fi folosite ulterior atît pentru determinarea, prin calcul, a coeficientului de amortizare al materialului acoperitor folosit, cît şi pentru aprecierea modului în care creşte cu H, pentru stabilirea grosimii optime a stratului acoperitor.

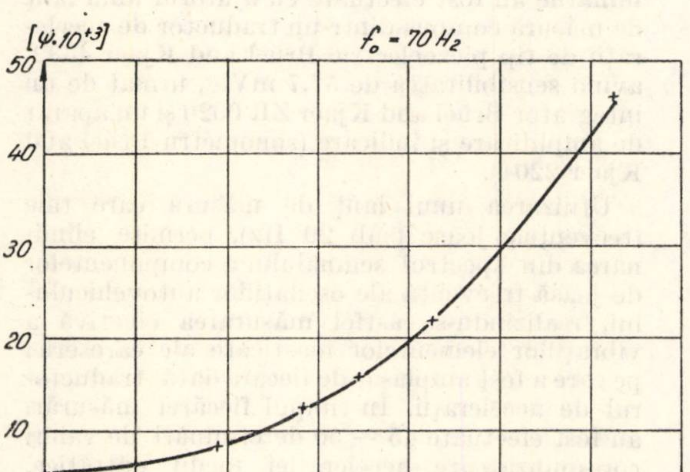


Fig. 2 — Coeficientul de amortizare în funcţie de grosimea stratului acoperitor, pentru $f = 70$ Hz.

Pentru obţinerea coeficientului de amortizare al materialului vîscoelastic, trebuie făcute cîteva ipoteze : în primul rînd, se admite că, în ceea ce priveşte proprietăţile mecanice, un astfel de material este perfect caracterizat de modulul de elasticitate complex $E^* = E'(1 + i\,\beta)$, unde E' este modulul de elasticitate, iar β este factorul de pierdere al materialului [8]. În cazul respectării unei serii de ipoteze simplificatoare (neglijarea deformaţiilor din planul neutru, secţiunile normale la acest plan rămîn normale şi după încovoiere, deformaţiile de forfecare verticală neglijabile, panta axei neutre suficient de mică,

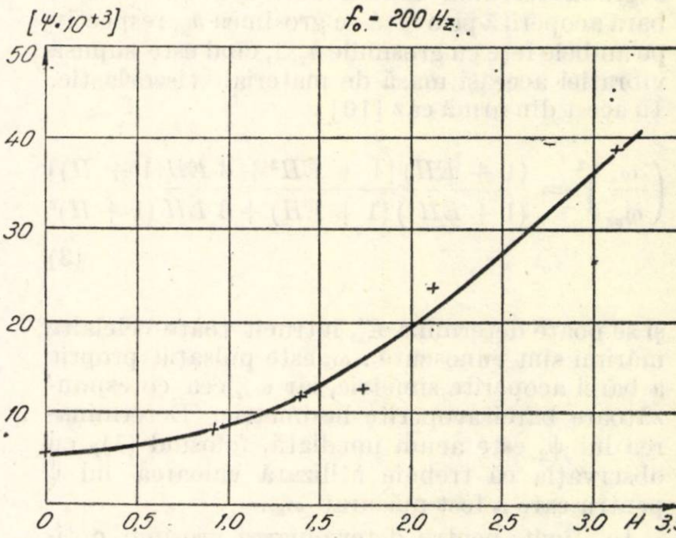


Fig. 3 — Coeficientul de amortizare în funcţie de grosimea stratului acoperitor, pentru $f = 200$ Hz.

materialele de bază şi acoperitor omogene şi izotrope, lipsa lunecărilor la faţa de contact, includerea în energia de deformaţie exclusiv a energiilor de deformaţie de încovoiere ale celor straturi, respectiv în energia cinetică numai a efectelor inerţiei transversale neglijînd efectele inerţiei de rotaţie), în general acceptabile, ψ se poate exprima sub forma sumei :

$$\psi = \varkappa_1 \cdot \psi_1 + \varkappa_2\,\psi_2 \tag{1}$$

unde ψ_1 şi ψ_2 sînt coeficienţii de amortizare ai materialului barei, respectiv ai materialului vîscoelastic acoperitor, iar $\varkappa_1$ şi $\varkappa_2$ sînt funcţii de $E(= E'_2/E'_1)$ şi $H\ (= h_2/h_1)$; E'_1 este modulul de elasticitate al metalului iar E'_2 al materialului vîscoelastic. În plus, întrucît în general $E'_1 = f(\omega, T)$, $E'_2 = g(\omega, T)$, iar ψ_1 şi ψ_2 depind de asemenea mai mult sau mai puţin de frecvenţa solicitării f, $(\omega = 2\,\pi f)$, şi temperatură, T, este evidentă complexitatea formulei prin care exprimă ψ. Se arată [9] că pentru $\varkappa_1$ şi $\varkappa_2$ pot fi folosite relaţiile

$$\varkappa_1 = \frac{3\,E^2H^4 + 6\,E^2H^3 + 4\,E^2H^2 + 2\,EH + 1)}{(1+EH)(E^2H^4 + 4EH^3 + 6EH^2 + 4EH + 1)},$$

$$\varkappa_2 = \frac{EH\,(E^2H^4 + 2\,EH^3 + 4\,H^2 + 6\,H + 3)}{(1+EH)(E^2H^4 + 4EH^3 + 6EH^2 + 4EH + 1)}. \tag{2}$$

În consecinţă $\psi = \psi(\omega, T, H)$ şi o determinare corectă a valorii lui ψ_2, (ψ_1 fiind deja cunoscut din măsurări pe bara metalică) nu poate fi făcută comparînd diferiţi ψ obţinuţi pentru diferite valori ale lui H întrucît măsurările se efectuează la frecvenţe diferite, ci mai degrabă efectuînd determinări în două cazuri: bara acoperită pe o faţă cu grosimea h_2, respectiv pe ambele feţe cu grosimile $h_2/2$, cînd este supusă vibraţiei aceeaşi masă de material vîscoelastic. În acest din urmă caz [10]:

$$\left(\frac{\omega_s}{\omega_{ns}}\right)^2 = \frac{(1 + EH)[1 + EH^3 + 3\,EH(1 + H)]}{(1 + EH^3)(1 + EH) + 3\,EH\,(1 + H)^2} \qquad (3)$$

şi se poate determina E_2', întrucît toate celelalte mărimi sînt cunoscute: ω_s este pulsaţia proprie a barei acoperite simetric, iar ω_{ns} cea corespunzătoare barei acoperite nesimetric. Determinarea lui ψ_2 este acum imediată, folosind (1), cu observaţia că trebuie utilizată valoarea lui ψ pentru care a fost măsurat ω_{ns}.

În sfîrşit, pentru determinarea grosimii optime a stratului acoperitor, în cazul unui domeniu precizat de frecvenţe şi temperaturi se calculează de obicei nu $\partial \psi / \partial H = 0$ pentru stabilirea lui H corespunzător ci, ţinînd seama că valorile lui H astfel obţinute sînt inacceptabil de mari ($H \gg 5$) pentru materialele obişnuite, se caută valorile lui H pentru care $\partial^2 \psi / \partial^2 H = 0$. Se obţine grosimea optimă, pe baza acestui criteriu, pentru $H \cong 2{,}5$. După cum am mai precizat, acest rezultat se referă exclusiv la amortizarea maximă a vibraţiilor de încovoiere ale unei bare acoperite cu un strat de material vîscoelastic.

Cazurile întîlnite în practică reprezintă structuri mult mai complexe, pentru care calculele s-ar putea complica simţitor. Astfel, în cazul unui autovehicul, tratamentul de acoperire se aplică pe anumite porţiuni ale caroseriei, materialul folosit (diferite tipuri de mastic) avînd şi rolul de a proteja de coroziune tabla caroseriei. În principiu, în stabilirea soluţiei optime de masticare s-a procedat în modul următor: s-a folosit, în mod orientativ, grosimea optimă stabilită pentru bară, dar pentru folosirea raţională a materialului acoperitor s-a ţinut seama şi de constatarea (remarcată în determinările pe astfel de eşantioane) că este foarte avantajoasă depunerea materialului acoperitor, mai ales în zonele în care amplitudinea vitezei de vibraţie este maximă. Întrucît calculul deformaţiilor dinamice în zona tratată (masticată) a caroseriei autovehiculului nu poate fi efectuat cu precizie satisfăcătoare pentru condiţiile reale de funcţionare, s-a ales soluţia determinării experimentale a distribuţiei deformaţiilor. În acest scop au fost amplasate traductoare tensometrice rezistive pe zona masticată a caroseriei de-a lungul unei linii paralele cu axele roţilor, în dreptul scaunelor din faţă ale autoturismului. În continuare s-au efectuat măsurări ale valorilor medii pătratice ale tensiunilor dinamice în zona masticată pentru solicitările rezultate din parcurgerea unui drum pavat cu piatră cubică la viteza de 50 km/h, respectiv a unui drum asfaltat, la viteza de 70 km/h. S-au obţinut următoarele rezultate (tabelul 1).

Tabelul 1

Valorile medii pătratice relative ale tensiunilor dinamice

Drumul şi viteza de mers	În zonele de „îmbinare"	La distanţa 1/4 sau 3/4 de zonele de „îmbinare"	La mijlocul distanţei între zonele de „îmbinare"
Drum pavat $v = 50$ km/h	1,00	0,68	0,55
Drum asfaltat $v = 70$ km/h	0,40	0,30	0,22

În continuare s-au efectuat determinări ale acceleraţiilor medii pătratice ale vibraţiilor în diferite puncte ale caroseriei autovehiculului Dacia 1 300 (în zona scaunului faţă dreapta la 45 cm, la 25 cm şi 10 cm de uşa din dreapta, respectiv în zona scaunului spate la 15 cm de uşa din spate stînga). Măsurările au fost efectuate pe aceleaşi tronsoane de drum în cazul autoturismului masticat serie, respectiv masticat conform metodologiei îmbunătăţite. Determinările au fost efectuate cu ajutorul unui lanţ de măsură compus dintr-un traductor de acceleraţii de tip piezoelectric Brüel and Kjaer 4332, avînd sensibilitatea de 57,7 mV/g, urmat de un integrator Brüel and Kjaer ZR 0020 şi un aparat de amplificare şi indicare (sonometru Brüel and Kjaer 2204).

Utilizarea unui lanţ de măsură care taie frecvenţele joase (sub 20 Hz), permite eliminarea din spectrul semnalului a componentelor de joasă frecvenţă ale oscilaţiilor autovehiculului, realizîndu-se astfel măsurarea efectivă a vibraţiilor elementelor masticate ale caroseriei pe care a fost amplasat de fiecare dată traductorul de acceleraţii. În timpul fiecărei măsurări au fost efectuate 45 — 50 determinări de valori corespunzătoare acceleraţiei medii pătratice, care au fost apoi transformate în unităţi de acceleraţie gravitaţională g, calculîndu-se apoi valorile medii globale ale acceleraţiilor respective. În figurile 4, 5 sînt date rezultatele obţinute pentru zona scaunului faţă dreapta la 10 cm de uşa din dreapta (A), respectiv pentru zona scaunului spate la 15 cm de uşa din spate stînga (B). Se constată în toate situaţiile de mers că nivelul acceleraţiilor medii pătratice $\sigma[g]$ este mai mic pentru autoturismul masticat în mod special la grosimea optimă. În general s-a putut aprecia că reducerea obţinută este

între 20 şi 30 %, atingînd în unele situaţii chiar valoarea de 40 %.

Trebuie menţionat faptul că reducerea nivelului acceleraţiilor medii pătratice ale elementelor masticate ale caroseriei indică eficacitatea tratamentului aplicat, nu numai în privinţa

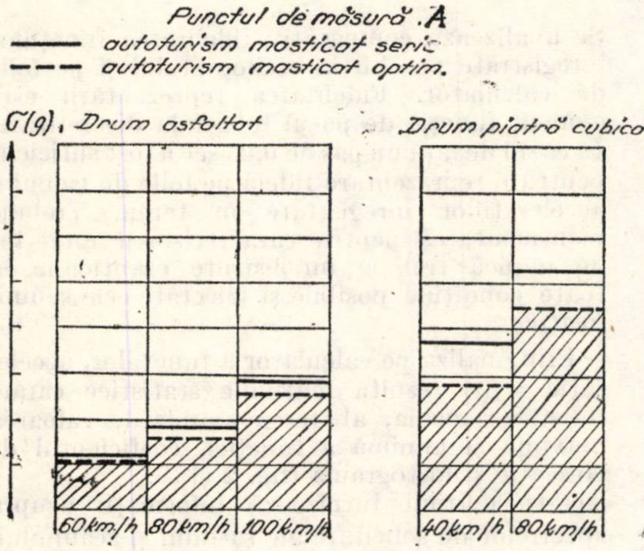


Fig. 4 – Nivelul acceleraţiilor medii pătratice în zona scaunului din faţă dreapta.

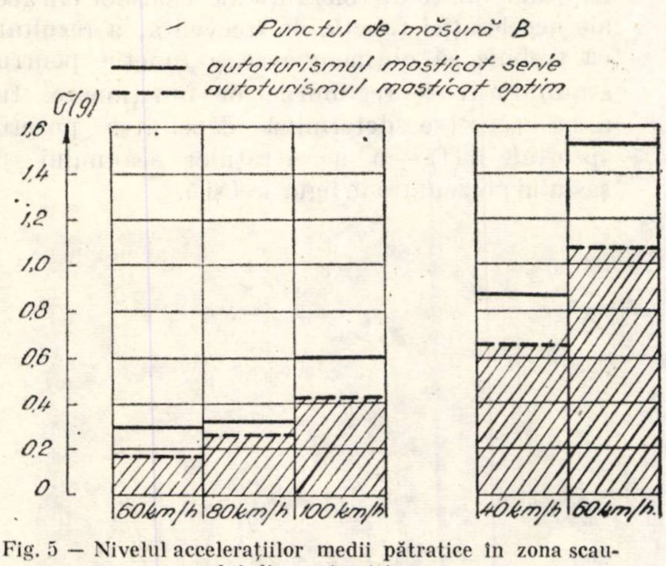


Fig. 5 – Nivelul acceleraţiilor medii pătratice în zona scaunului din spate stînga.

atenuării vibraţiilor dar şi a zgomotului transmis prin aceasta. De altfel literatura tehnică de specialitate consideră nivelul acceleraţiilor medii pătratice ale elementelor tratate, ca indicator de bază al eficacităţii tratamentului de acoperire cu straturi de materiale disipative, tocmai datorită faptului că în determinarea reducerii nivelului de zgomot în diverse puncte din interiorul autoturismului intervin surse secundare de zgomot cu ponderi diferite, care eclipsează punerea în evidenţă a reducerii componentelor de zgomot transmise prin structurile masticate.

În sfîrşit, trebuie menţionat faptul că indicarea valorilor grosimii stratului de mastic în diferite zone ale caroseriei autoturismului Dacia 1300 nu poate fi făcută decît între anumite limite, întrucît însuşi procesul tehnologic utilizat la efectuarea masticării în fabricaţia de serie nu permite respectarea unor valori prea exacte şi cu atît mai puţin variaţii brusce ale grosimii stratului de mastic; de aceea se recomandă trecerea, în condiţiile utilizării masticului actual, de la grosimi de 2 — 2,5 mm la capetele încastrate — în mod progresiv — la grosimi de 1 — 1,5 mm la mijloc pe o distanţă de cîţiva centimetri în limitele permise de procesul tehnologic, lăţimea recomandată a stratului cu grosime maximă fiind de circa 10 cm.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Rugină, I., Paven, H. T. O.*: Reducerea nivelului de zgomot şi vibraţii prin acoperirea structurilor metalice cu straturi de materiale disipative. În: A IV-a Conferinţă Naţională de Acustică, Bucureşti 1974, vol. A, pag. 315–324.

[2] *Oberst, H.*: Reduction of noise by the use of damping materials. În: Trans. Roy. Soc. S263, pag. 441–453, 1968.

[3] *Crootenhuis, P.*: The control of vibrations with viscoelastic materials. În: J. Sound. Vib. *11*(4), pag. 421–433 1970.

[4] *Tarnoczi, T.*: Vibration of metal plates covered with vibration damping layers. În: J. Sound. Vib. *11*(3) pg. 299–307, 1970.

[5] *Brüel and Kjaer*: Complex Modulus Apparatus-Type 3930.

[6] *Plunkett*, R.: Measurement of damping. În: Ruzicka, J. E. (ed) Structural Damping, New York, pag. 116–126, 1959.

[7] *Baumgarten, J. R. şi Pearce, B. K.*: The damping of viscoelastic materials — Traverse vibrations of beams with viscoelastic coatings. În: J. Eng. for Industry, May, pag. 645–650, 1971.

[8] *Malvern, L. E.*: Introduction to the mechanics of a continuous medium. În: Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 1969.

[9] *Markus, S. şi Ballo, I.*: The vibration of layered viscoelastic bodies with geometric nonlinearities. În: Proc. of the IV Conf. Nonlin. Vib., Praga, 1967.

[10] *Markus, S., Chnurny, R. şi Hergott*, J.: Contribution to the configurational damping of bending vibrations of layered beams. În: Strojnicky Casopis, vol. 23, pag. 149 – 162, 1972.

CZ: 629.113/.114 : 629.114.2

Metodă pentru aprecierea calității suspensiei scaunelor pentru autovehicule și tractoare

Dr. ing. Nicolae PETRESCU — I.C.P.A.T. — Brașov

Tendința existentă în țara noastră de a mecaniza în totalitate lucrările în agricultură, șantiere și de a mări volumul de transporturi auto, ridică probleme deosebite în fața celor care construiesc și exploatează aceste mașini. De asemenea există responsabilitatea de protecție a omului. Pe plan mondial s-au elaborat norme pentru limitele de vibrații în care poate lucra omul. Astfel, există normativul ISO 2631, care indică accelerațiile verticale, orizontale și transversale pe care le poate suporta un timp limitat fără obosire.

În momentul de față, în țara noastră nu există legiferată metoda de determinare a calității posturilor de conducere, și mai concret, nu există o metodă de determinare rapidă cu mijloacele de care dispune acum orice uzină constructoare de mașini : un oscilograf și accesul la un calculator.

În cele ce urmează vom expune o metodă pentru aprecierea calității suspensiei scaunelor pentru orice fel de autovehicule, care constă în măsurarea, în condiții de exploatare (și oscilografierea simultană pe hîrtie), a accelerațiilor pe șasiu și pe scaun, citirea acestor funcții la intervale egale de timp și reprezentarea lor grafică pe foile de calculator (fig. 1).

Se analizează comparativ fidelitatea funcțiilor înregistrate pe hîrtia oscilografului și pe foile de calculator. Fidelitatea reprezentării este evident funcție de pasul folosit la discretizare. În cazul de față un pas de 0,03 sec a fost suficient pentru o reprezentare fidelă pe foile de calcul a accelerațiilor înregistrate în teren. Trebuie menționat, că pentru caracterizarea unui loc de muncă trebuie înregistrate eșantioane în toate condițiile posibile și selectate cele semnificative.

Prin analiza pe calculator a funcțiilor, accelerație $= f(t)$ rezultă mărimile statistice caracteristice : media, abaterea standard, valoarea maximă și minimă a funcției, coeficientul de corelație și histograma (fig. 2 și 3).
Aceste mărimi furnizează informații asupra spectrelor de solicitare ale șasiului și scaunului.

Din analiza normativului ISO 2631 care cuprinde limite de toleranță ale valorilor eficace ale accelerației funcție de frecvență, a rezultat că trebuie să obținem aceeași funcție pentru scaun în toate regimurile de funcționare. În acest sens se determină densitatea puterii spectrale $W(f)$ — a accelerațiilor scaunului și șasiului prezentată în figurile 4 și 5.

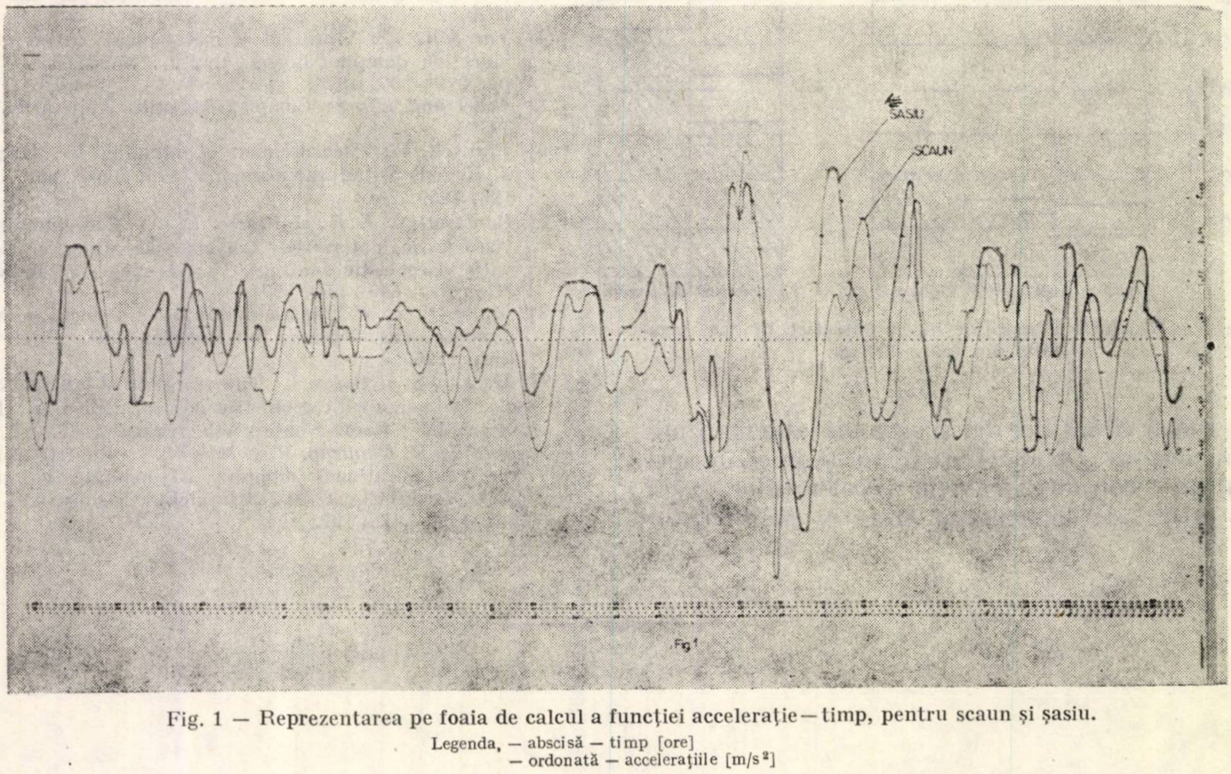


Fig. 1 — Reprezentarea pe foaia de calcul a funcției accelerație — timp, pentru scaun și șasiu.
Legenda, — abscisă — timp [ore]
— ordonată — accelerațiile [m/s²]

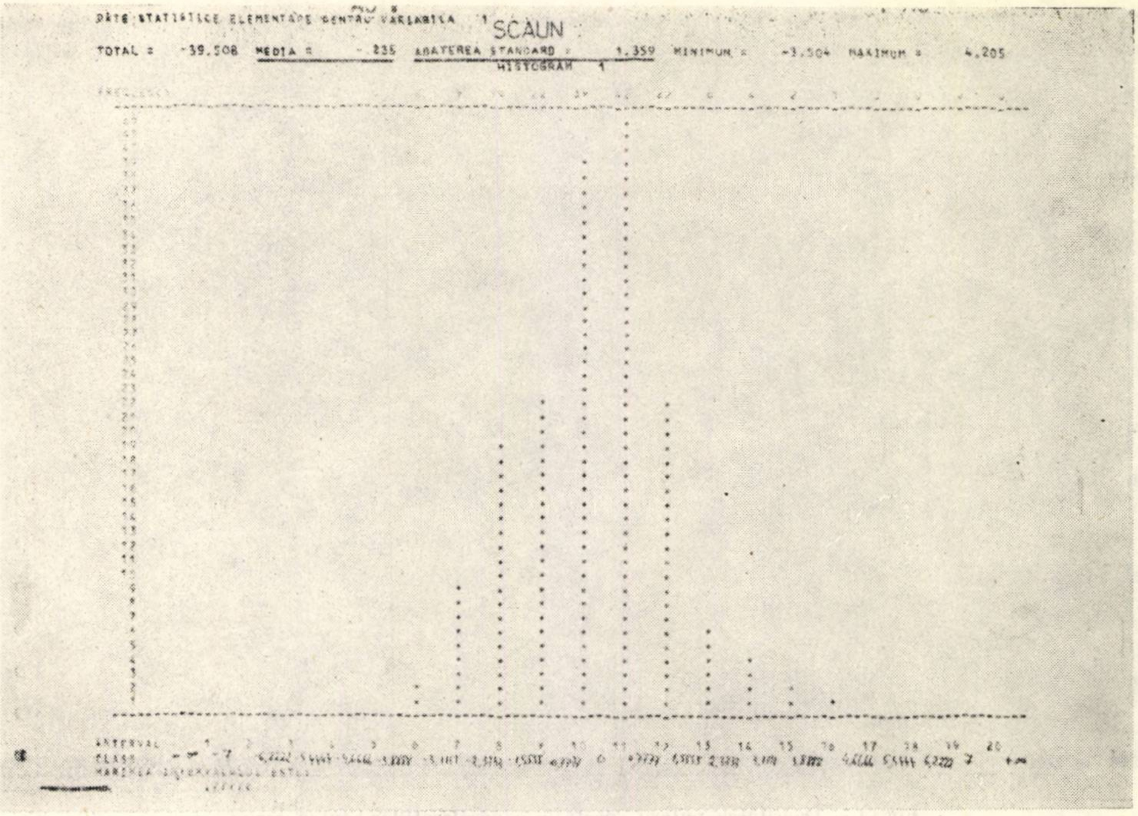


Fig. 2 — Histograma şi caracteristicile statistice pentru scaun.
Legenda, – abscisă-accelerația [m/s²]
– ordonată – frecvența de apariție

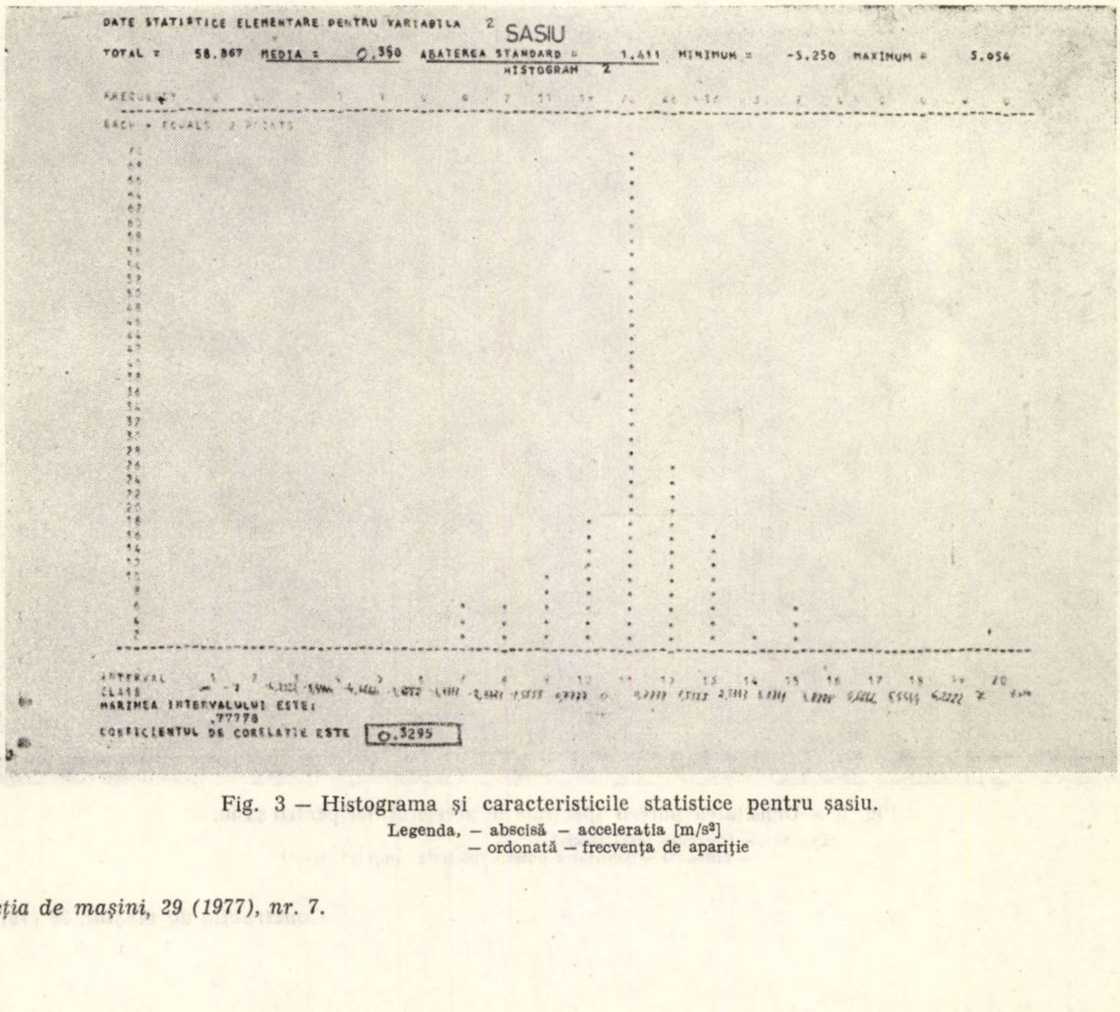


Fig. 3 — Histograma şi caracteristicile statistice pentru şasiu.
Legenda, – abscisă – accelerația [m/s²]
– ordonată – frecvența de apariție

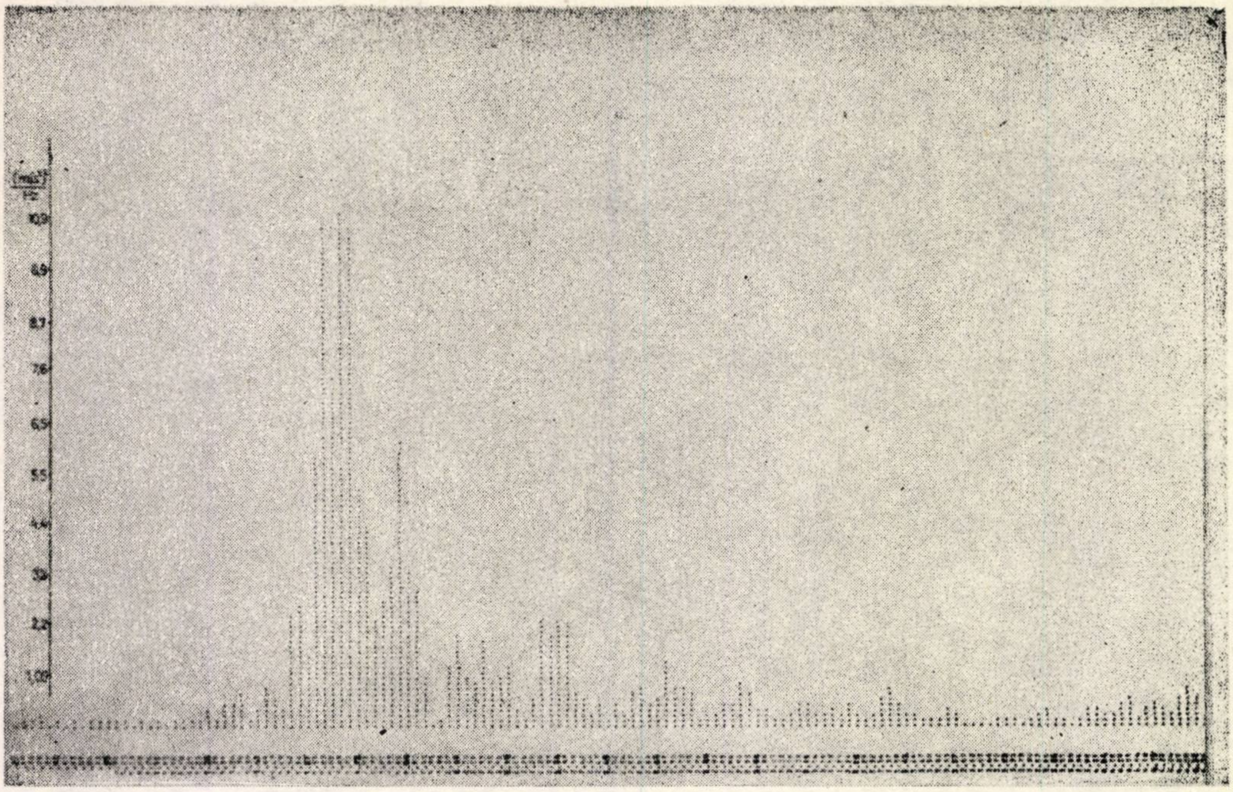


Fig. 4 — Densitatea puterii spectrale a **accelerațiilor pentru** scaun.
Legenda, — abscisă — frecvența [Hz]
— ordonată — densitatea puterii spectrale $[m/s^2]^2 \cdot Hz^{-1}$

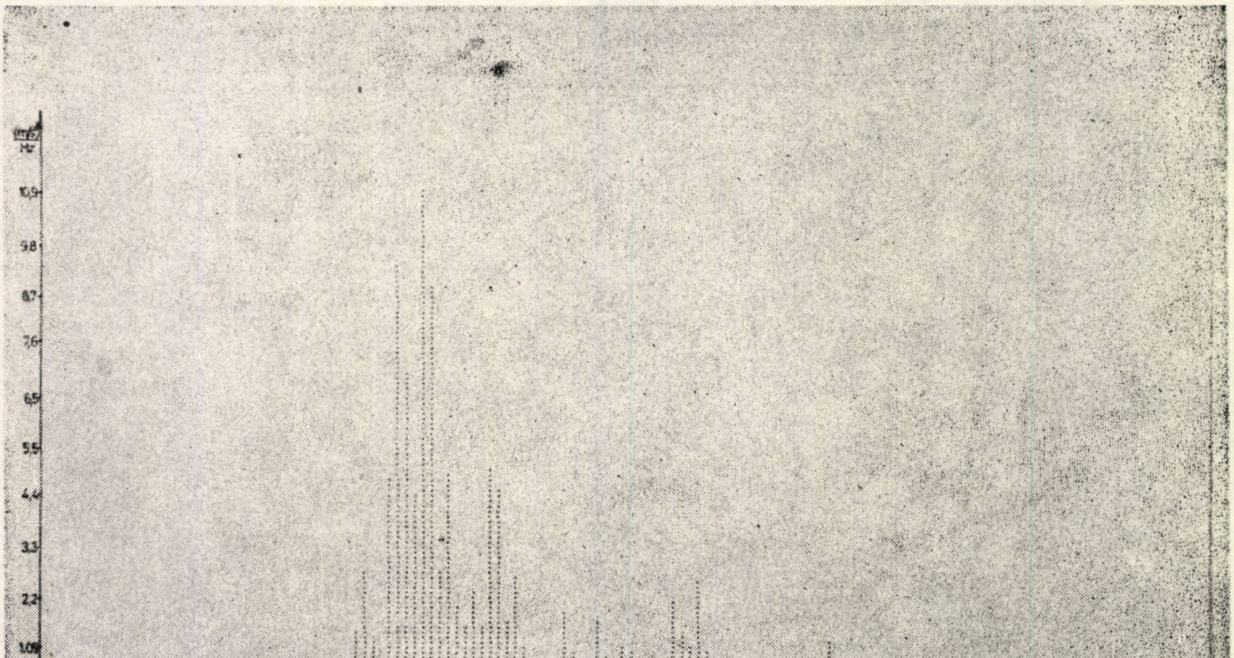


Fig. 5 — Densitatea puterii spectrale a accelerațiilor pentru șasiu.
Legenda, — frecvența [Hz] abscisă
— ordonată — densitatea puterii spectrale $[m/s^2]^2 \cdot Hz^{-1}$

Tabelul 1

	Mărimea	Relaţia de calcul	Unitatea măsură	Frecvenţa [Hz] 1	1,36	1,59	1,67	1,85	2,34	4,29	10
SCAUN	Densitatea puterii spectrale.	$W_1(f)$	$\frac{[m/s^2]^2}{Hz}$	0,2	0,6	5,7	11	6	2,2	0,7	0,1
SCAUN	Valorile eficace ale semnalului pe frecvente	$\overline{A}_1(f)=\sqrt{\Delta f \cdot W_1(f)}$	m/s^2	0,077	0,134	0,414	0,57	0,42	0,257	0,145	0,077
SCAUN	Valoarea eficace a semnalului	$\Sigma \overline{A}_1(f)$	m/s^2	2,094							
SASIU	Densitatea puterii spectrale	$W_2(f)$	$\frac{[m/s^2]^2}{Hz}$	0,2	0,5	2,75	11	4,95	2,2	0,4	0,1
SASIU	Valorile eficace ale semnalului pe frecvente	$\overline{A}_2(f)=\sqrt{\Delta f \cdot W_2(f)}$	m/s^2	0,0632	0,1	0,2345	0,469	0,3146	0,2097	0,0632	0,0447
SASIU	Valoarea eficace a semnalului.	$\Sigma \overline{A}_2(f)$	m/s^2	1,4989							
	Transmisibilitatea sistemului	$T_{1-2}=\sqrt{\frac{W_1(f)}{W_2(f)}}$		1	1,1	1,44	1	1,1	1	1,32	1

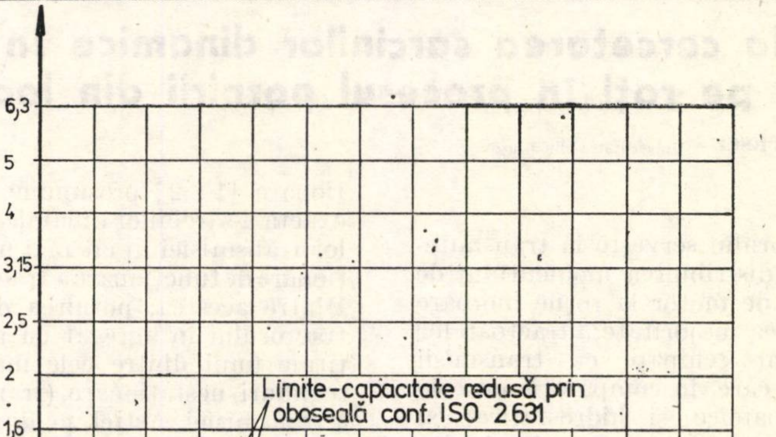


Fig. 6 — Limitele de toleranţă la acceleraţii verticale conf. ISO 2631.
Legenda, — abscisă — frecvenţa [Hz]
— ordonată — acceleraţia verticală [m/s²]

Valoarea eficace a accelerației funcție de frecvență se determină cu relația :

$$\bar{A}(f) = \sqrt{W(f) \cdot \Delta f} \quad \text{unde :} \qquad (1)$$

$W(f)$ = densitatea puterii spectrale $(m/s^2)^2 . Hz^{-1}$);
Δf = intervalul de frecvență.

Transmisibilitatea sistemului furnizează indicații asupra eficacității suspensiei scaunului și se determină cu relația :

$$T_{1-2} = \sqrt{\frac{W_1(f)}{W_2(f)}} \qquad (2)$$

În exemplul nostru calculele s-au efectuat în tabelul 1.

Aprecierea confortului postului de conducere se face prin reprezentarea accelerației eficace a scaunului $-\bar{A}_1(f)-$ în normativul ISO 2631, cum este prezentat în figura 6.

Din interpretarea acestei diagrame rezultă că :

1. Suspensia scaunului nu este aptă pentru un lucru continuu de 8 ore și se recomandă o pauză pentru odihnă de circa 1 oră la jumătatea programului.

2. Suspensia scaunului este aptă pentru un program de lucru continuu de 6 ore.

3. In traseul pe care s-a efectuat măsurarea, perturbațiile cele mai frecvente apar la frecvența de 1,7 Hz.

4. Metoda propusă este generală și permite aprecierea calității și analiza oricărui post de conducere sau loc de muncă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Harris, Crede, C.* : Șocuri și Vibrații, vol. I, II, III, Ed. Tehnică, București, 1968.

[2] *Petrescu, N.* : Studii, cercetări și realizarea unui scaun de tractor cu suspensie hidropneumatică — teză doctorat.

CZ : 629.114.2

Contribuţii la cercetarea sarcinilor dinamice în transmisia tractoarelor pe roţi în procesul pornirii din loc şi demarării

Conf. dr. ing. Simion **POPESCU** — Universitatea din Brașov

Generalități

Transmisia tractorului servește la transmiterea, modificarea și distribuirea momentului de torsiune, dezvoltat de motor la roțile motoare ale tractorului. Marea majoritate a tractoarelor agricole actuale sînt echipate cu transmisii mecanice în trepte, care, în comparație cu cele hidraulice (hidrodinamice și hidrostatice) și electrice, prezintă avantajul că sînt simple din punct de vedere constructiv și au o fiabilitate ridicată la funcționarea în exploatare.

Proiectarea, încercarea și realizarea transmisiilor tractoarelor impune cunoașterea cît mai exactă a sarcinilor care apar în elementele lor componente, pentru cît mai multe regimuri de funcționare a tractorului în exploatare. În prezent, calculul organelor transmisiilor se face la solicitări statice, considerîndu-se că valoarea maximă a momentelor de torsiune ce pot fi transmise de aceste organe sînt limitate fie de momentul de torsiune maxim pe care îl dezvoltă motorul tractorului, fie de momentul de torsiune maxim realizabil prin aderența roților cu solul. În condiții reale de exploatare a tractorului în agregat cu diferite mașini agricole, transmisia este supusă însă la acțiunea sarcinilor dinamice (variabile), caracterizate prin diferite amplitudini și frecvențe, în funcție de caracterul regimului de funcționare a tractorului precum și de parametrii constructivi și funcționali ai transmisiei.

Utilizarea, la proiectarea transmisiei, a calculului de rezistență la solicitări variabile nestaționare [1 ; 2] presupune cunoașterea cît mai exactă a sarcinilor dinamice care solicită organelor transmisiei în cît mai multe regimuri nestaționare de funcționare a tractorului în exploatare. Dintre acestea, pornirea din loc și demararea tractorului în agregat cu mașini agricole constituie unul dintre cele mai grele și frecvente regimuri nestaționare (tranzitorii) de solicitare a transmisiei. Astfel, pe durata de funcționare a tractorului între două reparații capitale, au loc circa $2 \cdot 10^5 - 3.10^5$ porniri din loc.

Alături de cercetările teoretice [4 ; 5], cercetarea experimentală a sarcinilor dinamice care apar în transmisie în regimul pornirii din loc și demarării tractorului permite stabilirea influenței diferiților parametri constructivi, funcționali și de exploatare asupra caracterului și mărimii acestor sarcini. În acest fel se poate verifica corectitudinea dimensionării, la proiectare, a organelor transmisiei precum și influența unor modificări constructive efectuate în timpul fabricației. În plus, cercetarea experimentală permite verificarea și completarea unor ipoteze și rezultate ale cercetărilor teoretice.

Metodica de cercetare experimentală

Cercetările experimentale au fost efectuate pe tractorul pe roți (4 × 2) U-650, care este prevăzut cu o transmisie mecanică în trepte (2 × 5 viteze înainte și 2 × 1 viteze înapoi) și echipat cu un motor Diesel de 65 CP la turația de 1800 rot/min. Tractorul a fost supus cerce-

tării experimentale pentru regimul pornirii din loc și demarării în următoarele situații de deplasare (fig. 1):

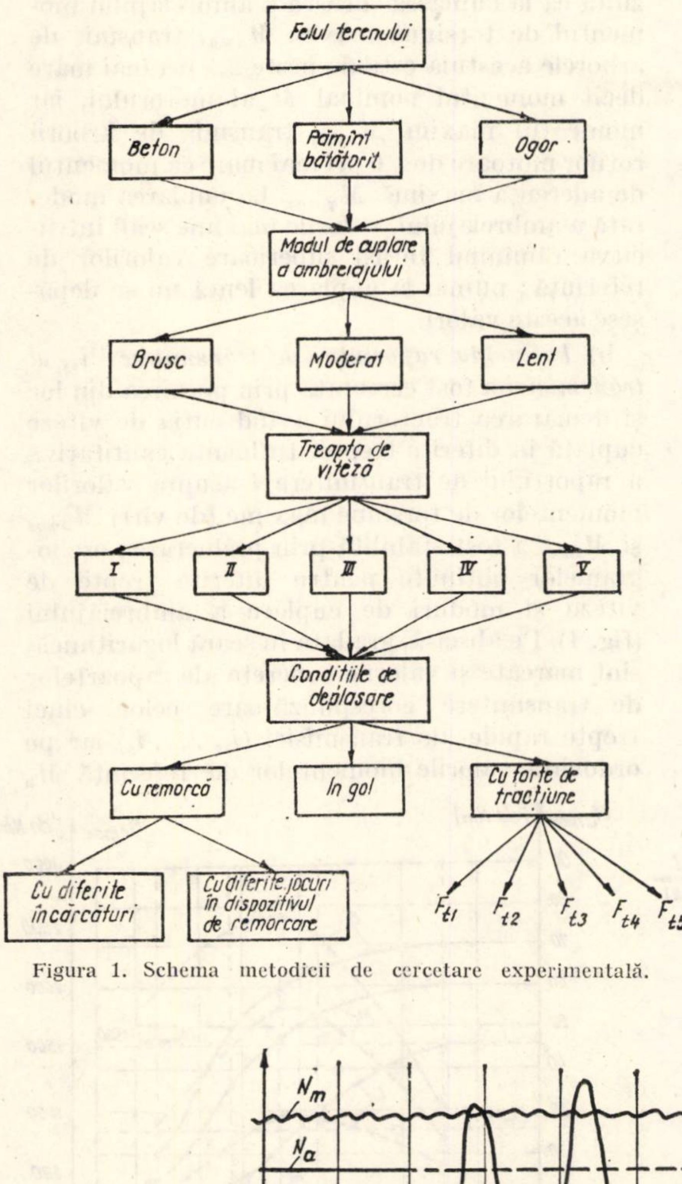


Figura 1. Schema metodicii de cercetare experimentală.

— cu diferite moduri de cuplare a ambreiajului;
— în diferite trepte ale cutiei de viteze;
— cu diferite valori ale maselor mașinilor remorcate;
— cu diferite forțe de tracțiune la cîrlig;
— cu diferite jocuri în dispozitivul de remorcare al mașinii la tractor.

Încercările au fost făcute la deplasarea în linie dreaptă, pe beton, ogor și drum de pămînt bătătorit. Toate probele au fost executate cu cremaliera pompei de injecție a motorului fixată în poziția debitului maxim de combustibil, regimul inițial de funcționare a motorului fiind regimul de mers în gol la turație maximă (1950 rot/min).

În timpul încercărilor s-au determinat experimental următoarele mărimi [3]:

— momentul de torsiune M_m dezvoltat de motorul tractorului;
— momentele de torsiune transmis de arborele ambreiajului M_a și arborii roților motoare M_r;
— forța de tracțiune F_t la cîrligul tractorului;
— patinarea ambreiajului principal în procesul cuplării;
— patinarea roților motoare în raport cu solul (terenul).

Măsurarea momentelor de torsiune din arbori și a forței de tracțiune s-a făcut prin metoda electrotensometrică, iar momentul de torsiune dezvoltat de motor s-a determinat indirect, în funcție de poziția cremalierei pompei de injecție a motorului (cu ajutorul unui traductor inductiv). Mărimea patinării ambreiajului a fost apreciată prin înregistrarea simultană a impulsurilor de turație ale volantului motorului N_m și arborelui ambreiajului N_a; patinarea roților motoare s-a apreciat prin marcarea impulsurilor de turație ale roților motoare N_r și a unei roți suplimentare N_0, care rulează fără patinare. În figura 2 este prezentată, pentru exemplificare, o oscilogramă cu mărimile înregistrate simultan la o probă de pornire din loc și demarare a tractorului (indicii s și d se referă la roțile din stînga și, respectiv, dreapta).

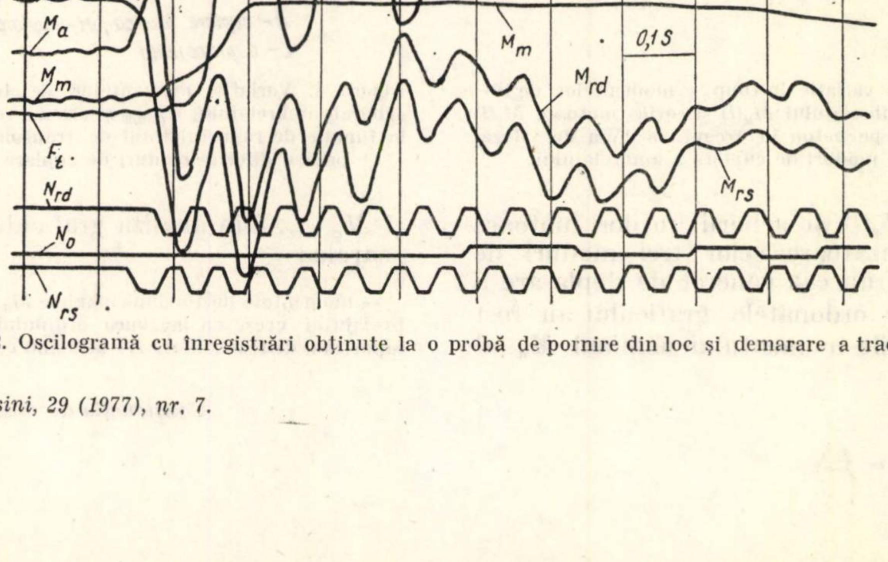


Figura 2. Oscilogramă cu înregistrări obținute la o probă de pornire din loc și demarare a tractorului.

Analiza și interpretarea rezultatelor cercetării experimentale

Programul încercărilor a permis cercetarea influenței asupra sarcinilor dinamice în transmisie, a următorilor parametri : modul de cuplare a ambreiajului, raportul de transmitere al transmisiei (treapta din cutia de viteze), masa mașinii remorcate, forța de tracțiune și proprietățile de aderență ale terenului.

a) *Influența vitezei de cuplare a ambreiajului*, care este caracterizată prin durata de timp t_1 în care momentul de torsiune transmis de ambreiaj crește de la zero (la începutul cuplării) pînă la valoarea sa maximă, a fost cercetată prin cuplarea ambreiajului în trei moduri : brusc ($t_1 = 0,1 \ldots 0,15$ s), moderat ($t_1 = 0,6 \ldots \ldots 0,10$ *s*) și lent ($t_1 = 1,5 \ldots 2,0$ s). În figura 3 sînt prezentate curbele de variație în timp a momentelor de torsiune transmise de arborele

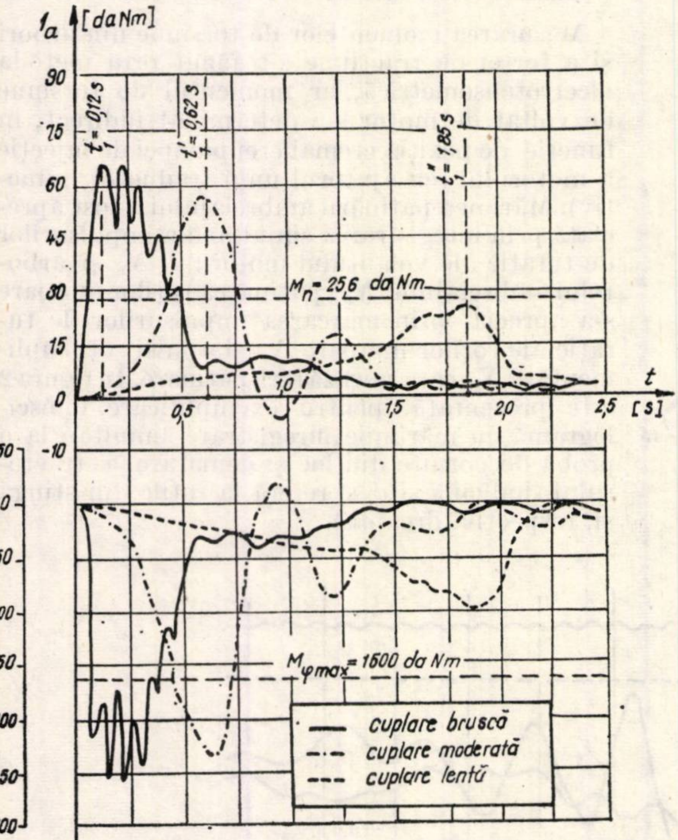


Figura 3. Curbele de variație în timp a momentelor de torsiune din arborii ambreiajului $M_a(t)$ și roțile motoare $M_r(t)$ la pornirea din loc pe beton în treapta a IV-a de viteză, pentru diferite moduri de cuplare a ambreiajului.

ambreiajului $M_a(t)$ și arborii roților motoare $M_r(t)$, corespunzătoare celor trei moduri de cuplare, pentru un caz concret de deplasare a tractorului. Pe ordonatele graficului au fost trasate și valorile momentului nominal M_n al motorului și momentului de torsiune maxim $M_{a\,max}$ realizat de roțile motoare prin aderența cu drumul (solul). Din exemplul prezentat rezultă că la cuplarea bruscă a ambreiajului momentul de torsiune maxim $M_{a\,max}$ transmis de arborele acestuia este de peste 2,5 ori mai mare decît momentul nominal M_n al motorului, iar momentul maxim $M_{r\,max}$ transmis de arborii roților motoare de 1,6 ori mai mare ca momentul de aderență maximă $M_{\varphi\,max}$. La cuplarea moderată a ambreiajului, valorile maxime scad întrucîtva rămînînd totuși superioare valorilor de referință ; numai la cuplarea lentă nu se depășesc aceste valori.

b) *Influența raportului de transmitere "i" al transmisiei* a fost cercetată prin pornirea din loc și demararea tractorului avînd cutia de viteze cuplată în diferite trepte. Influența cantitativă a raportului de transmitere i asupra valorilor momentelor de torsiune maxime (de vîrf) M_{amax} și M_{rmax} a fost stabilită prin prelucrarea oscilogramelor obținute pentru diferite trepte de viteze și moduri de cuplare a ambreiajului (fig. 4). Pe abscisă, gradată în scară logaritmică, sînt marcate și valorile concrete ale rapoartelor de transmitere corespunzătoare celor cinci trepte rapide ale transmisiei ($i_1, \ldots, i_5$) iar pe ordonată valorile momentelor de referință M_n

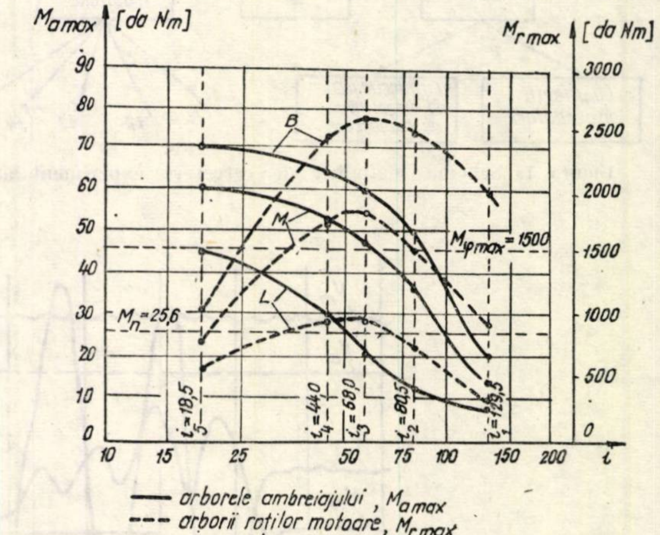


Figura 4. Variația momentelor de torsiune maxime din arborele ambreiajului M_{amax} și arborii roților motoare M_{rmax} în funcție de raportul total de transmitere i al transmisiei, pentru diferite moduri de cuplare a ambreiajului.

și $M_{\varphi\,max}$. Din analiza graficului rezultă următoarele :

— momentele de torsiune maxime $M_{a\,max}$ din arborele ambreiajului cresc cu mărimea ordinului treptei (micșorarea raportului de transmitere i) atingînd cele mai ridicate valori

la ultima treaptă (a V-a). În domeniul treptelor superioare, chiar la cuplări moderate și lente ale ambreiajului, momentele M_{amax} depășesc valoarea momentului nominal M_n al motorului;

— momentele de torsiune maxime $M_{r\,max}$ din arborii roților motoare ating cele mai ridicate valori în domeniul treptelor intermediare, scăzind la treptele inferioare și superioare. La treapta a V-a, indiferent de modul de cuplare a ambreiajului, valorile momentelor $M_{r\,max}$ nu depășesc momentul de aderență maximă $M_{\varphi\,max}$.

c) *Influența greutății mașinii remorcate*, a fost studiată prin cuplarea la tractor a unor remorci cu diferite mase total G_m. În figura 5 sînt prezentate curbele $M_a(t)$ și $M_r(t)$ precum și variația momentului de torsiune dezvoltat de motor $M_m(t)$, obținute experimental la pornirea bruscă din loc a tractorului în treapta a IV-a.

mică și se micșorează cele ale oscilațiilor cu frecvență mare.

La valori mari ale maselor remorcate se disting două faze ale procesului pornirii din loc și demarării. În prima fază, roțile motoare ale tractorului patinează total, încît are loc numai demararea organelor rotitoare ale transmisiei (inclusiv roțile motoare) iar tractorul și masa remorcată rămîn nemișcate. În a doua fază, începe și deplasarea maselor în translație (tractorul și remorca), procesul continuînd cu demararea comună a maselor transmisiei: a tractorului și a remorcii.

d) *Influența forței de tracțiune* F_t a fost cercetată prin deplasarea tractorului cu diferite

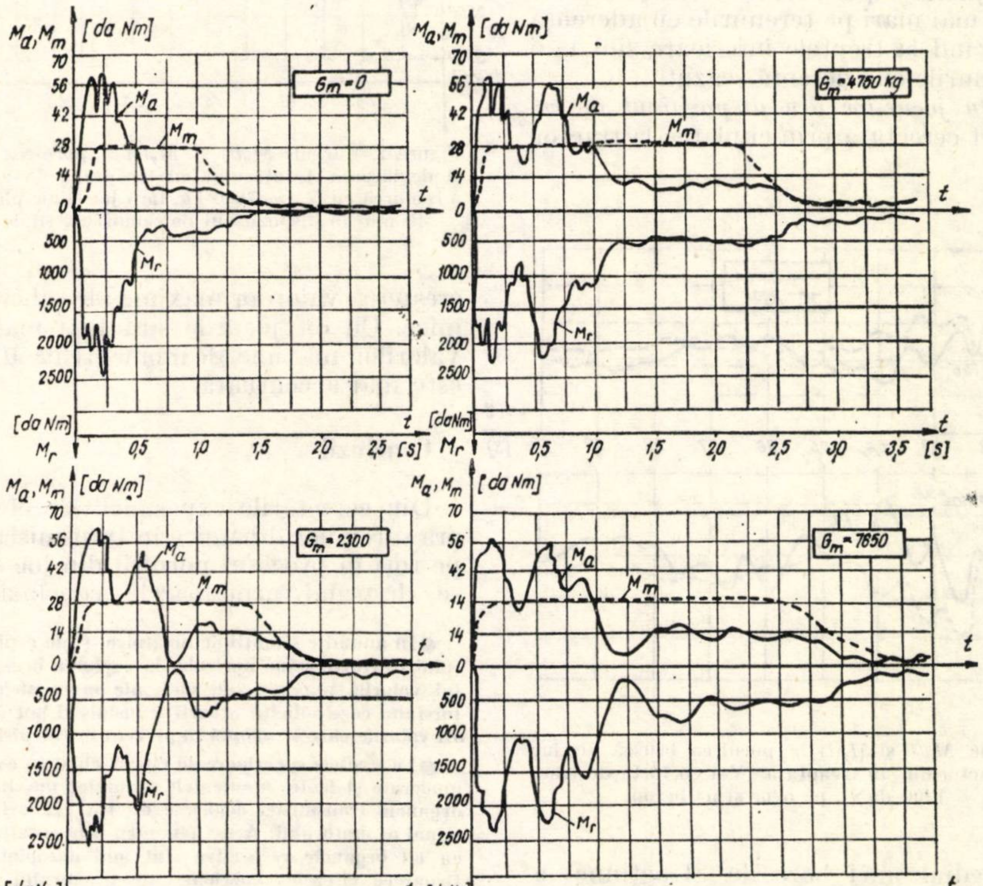


Figura 5. Variația în timp a momentelor $M_a(t)$, $M_r(t)$ și $M_m(t)$ la pornirea din loc și demararea tractorului în agregat cu remorci cu diferite mase G_m.

Din figură rezultă că prin creșterea maselor remorcate nu se modifică esențial valorile momentelor dinamice maxime M_{amax} și M_{rmax}, însă se mărește durata procesului de demarare, de la 1,5 s la deplasarea în gol ($G_m = 0$) la 3,5 s la deplasarea cu o remorcă cu $G_m = 7650$ kgf. Drept consecință, crește numărul de vîrfuri ale oscilațiilor momentelor dinamice de torsiune, cresc amplitudinile oscilațiilor cu frecvență

valori ale forțelor de tracțiune. Din analiza oscilogramelor obținute a rezultat că mărirea forțelor de tracțiune duce la creșterea duratei procesului de demarare și, drept consecință, la creșterea numărului de vîrfuri ale momentelor dinamice de torsiune din arborii transmisiei. Prezența forței de tracțiune la cîrligul tractorului face ca valorile M_{amax} să scadă pentru toate treptele, pe cînd valorile M_{rmax} scad

numai la treptele inferioare și intermediare (la treptele superioare se observă chiar o creștere a valorilor $M_{r\,max}$).

e) *Influența proprietăților de aderență ale terenului* a fost cercetată prin deplasarea tractorului pe terenuri cu diferite aderențe : beton, drum de pămînt bătătorit și ogor (teren discuit). În figura 6 sînt prezentate curbele $M_a(t)$ și $M_r(t)$ obținute experimental la deplasarea tractorului cu forță de tracțiune, pe ogor și beton. Se observă că aderența terenului influențează calitativ variația sarcinilor dinamice în arborii transmisiei. Din punct de vedere cantitativ, aderența are însă o influență mai accentuată numai asupra sarcinilor dinamice maxime din arborele ambreiajului. Astfel a rezultat că în domeniul treptelor superioare de viteză, sarcinile maxime sînt mai mari pe terenurile cu aderență ridicată, pe cînd la treptele inferioare sînt mai mari pe terenurile cu aderență scăzută.

f) *Influența jocurilor din dispozitivul de remorcare* a fost cercetată prin cuplarea la tractor

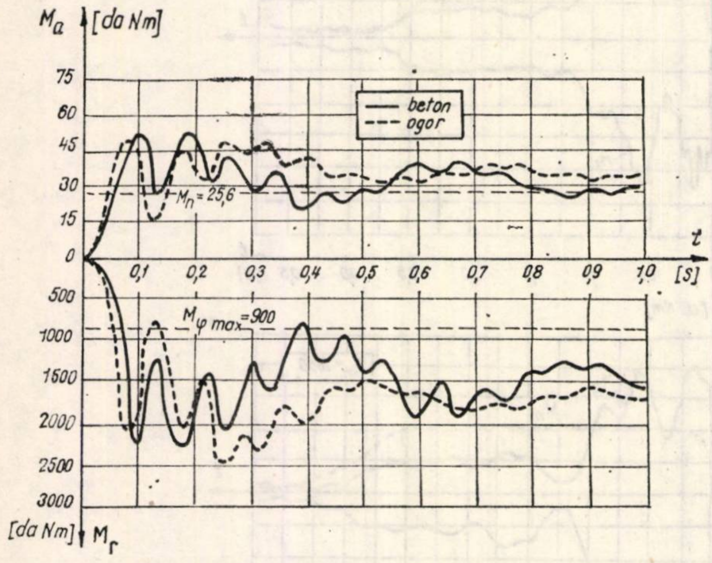


Figura 6. Curbele $M_a(t)$ și $M_r(t)$ la pornirea bruscă din loc și demararea tractorului în treapta a IV-a cu forța de tracțiune (F_t = 1250 daN), pe ogor și pe beton.

(prin intermediul unei bare de tracțiune) a unor remorci la care jocul dintre bolțul cîrligului de remorcare și ochiul proțapului a fost modificat între limitele 5—40 mm. În figura 7 sînt prezentate curbele $M_a(t)$ și $M_r(t)$ obținute la pornirea bruscă din loc și demararea tractorului în două situații distincte : fără joc și cu joc de 40 mm la cîrligul de remorcare. Prezența jocului face ca procesele dinamice în transmisie să se desfășoare la început ca la deplasarea în gol a tractorului și numai după ce jocul din cîrlig este preluat are loc demararea comună a tractorului și remorcii. Intrarea bruscă în sistem a masei remorcii duce la

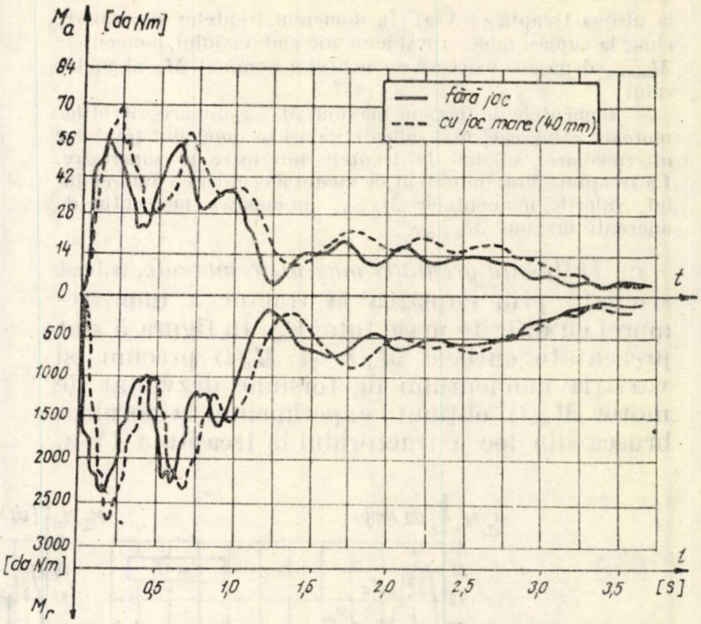


Figura 7. Curbele $M_a(t)$ și $M_r(t)$ la pornirea bruscă din loc și demararea tractorului în treapta a IV-a în agregat cu o remorcă cu G_m = 7650 kg, fără joc (linie plină) și cu joc de 40 mm în dispozitivul de remorcare (linie întreruptă).

creșterea valorilor maxime ale solicitărilor dinamice. Cu cît jocurile sînt mai mari, creșterea valorilor maxime ale momentelor $M_{a\,max}$ și $M_{r\,max}$ este mai accentuată.

Concluzii

Din cercetările experimentale efectuate asupra sarcinilor dinamice în transmisia tractorului pe roți în procesul pornirii din loc și demarării se desprind următoarele concluzii generale :

- **În anumite situații de alcătuire și de deplasare a agregatului tractor-mașină agricolă, la cuplarea bruscă a ambreiajului valorile maxime (de vîrf) ale momentelor dinamice de torsiune care solicită arborii transmisiei pot depăși de cîteva ori valorile care se adoptă în prezent în calculele de proiectare.**
- **La treptele superioare de viteze, chiar în condițiile cuplării moderate și lente, momentele dinamice maxime care solicită organele transmisiei depășesc de 1,5...2 ori momentul nominal al motorului. Acest fenomen este cu atît mai pronunțat cu cît organele respective sînt mai apropiate de ambreiaj. Deoarece vitezele superioare ale tractorului sînt folosite în prezent din ce în ce mai mult (la lucrări de transport precum și la unele lucrări agricole) și, după cum se știe, pornirea din loc și demararea tractorului se fac în treapta în care acesta urmează să se deplaseze, rezultă că în condiții ușoare de exploatare a tractorului iau naștere suprasolicitări frecvente și periculoase în organele transmisiei. Apare deci necesitatea ca tractoarele agricole universale pe roți să fie înzestrate cu cutii de viteze care să permită schimbarea treptelor sub sarcină, în mod progresiv, fără întreruperea fluxului de putere.**

Extinderea și aprofundarea cercetărilor privind caracterul și mărimea sarcinilor dinamice în transmisie și pentru alte regimuri nestaționare de funcționare a tractorului în exploatare vor permite utilizarea unor metode cît mai exacte pentru calculul de rezistență la solicitări

variabile nestaționare ale organelor transmisiei, în vederea unei dimensionări raționale a acestora la proiectare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Buzdugan, Gh.* : Calculul de rezistență la solicitări variabile, Ed. tehnică, București, 1966.

[2] *Kahrs, M.* : Die Auslegung von Landmaschinenbauteilen nach Lastkollektiven. În : Landtechnische Forschung, 13 (1963), nr. 6, pag. 171–179.

[3] *Popescu, S.* : Metodica și aparatura folosită la cercetarea experimentală a sarcinilor dinamice în transmisia tractoarelor pe roți. În : Buletinul Universității din Brașov, vol. XIV, (1972), Seria A, pag. 301–310.

[4] *Popescu, S* : Utilizarea calculatoarelor analogice pentru studiul solicitărilor dinamice în transmisia tractoarelor pe roți. În : Construcția de mașini, 26 (1974), nr. 5–6, pag. 281–286.

[5] *Popescu, S.* : Dynamische Belastungen in Schleppertriebwerk bei instationärem Betrieb. În : Grundlagen der Landtechnik, (25) 1975, nr. 1, pag. 18–23.

CZ : 629.114.2

Neconcordanța cinematică în sistemul de rulare la virajul tractoarelor pe roți 4×4 și influența ei asupra mecanicii acestor tractoare

Conf. dr. ing. Stelian NĂSTĂSOIU, — Universitatea din Brașov

Introducere

În prezent, teoria tractorului este elaborată, în general, pentru tractoarele cu două roți motoare. Tractoarele cu patru roți motoare prezintă însă unele particularități care fac inaplicabilă, pentru studiul dinamicii lor, teoria tractorului cu două roți motoare. Astfel, o particularitate importantă a tractoarelor pe roți 4 × 4 o constituie faptul că studiul echilibrului lor se reduce la o problemă static nedeterminată, care constă în aceea că pentru determinarea celor patru reacțiuni ale solului (două tangențiale și două normale, care acționează asupra celor două punți motoare) avem la dispoziție numai trei ecuații.

Tractoarele cu patru roți motoare, la care legătura între punți se face printr-un lanț cinematic cu un grad de libertate (fără diferențial interaxial), mai au o particularitate esențială și anume : diferența dintre vitezele periferice ale roților celor două punți provoacă, în anumite condiții de exploatare, circulația puterii parazite în transmisia tractorului. Din această cauză cresc pierderile de putere în transmisie și apar în ea solicitări suplimentare ; se intensifică procesul de uzură a pneurilor și se mărește consumul de combustibil [3]. În viraj aceste fenomene sînt deosebit de accentuate.

Indicele neconcordanței cinematice în sistemul de rulare al tractoarelor pe roți 4 × 4 la viraj

La majoritatea tractoarelor pe roți virajul se realizează cu ajutorul roților din față. La tractoarele 4 × 4, cu o asemenea schemă de viraj, apar la deplasarea în curbă importante abateri de la concordanța cinematică în sistemul de rulare. Aceasta rezultă din cinematica virajului, în care scop se folosește figura 1.

Viteza centrului fiecărei punți poate fi determinată, pe de o parte, în funcție de viteza unghiulară ω_v la viraj și de razele corespunzătoare R_1 și R_2 față de centrul de viraj :

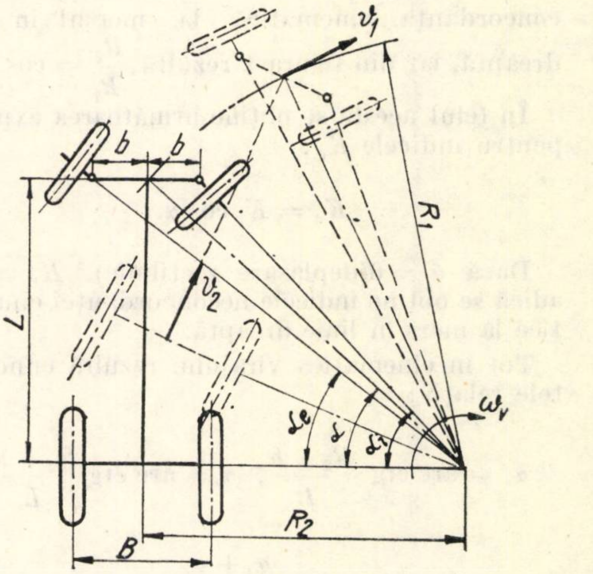


Fig. 1. Schema de viraj a tractorului.

$$v_1 = \omega_v R_1 ; \; v_2 = \omega_v R_2.$$

Aici și în continuare indicele *1* se referă la roțile din față iar *2* la cele din spate.

Pe de altă parte, aceleași viteze pot fi determinate cu ajutorul relațiilor :

$$v_1 = \omega_1 r_1 (1 - \delta_1) ; \quad v_2 = \omega_2 r_2 (1 - \delta_2),$$

în care :

ω_1, ω_2 și r_1, r_2 sînt vitezele unghiulare și, respectiv, razele dinamice ale roților ;

δ_1, δ_2 — patinarea medie a roților unei punți.

Prin urmare, pot fi scrise ecuațiile :

$$\omega_v R_1 = \omega_1 r_1(1-\delta_1) ; \omega_v R_2 = \omega_2 r_2 (1-\delta_2)$$

Raportînd cele două ecuații, se obține :

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{\omega_1 r_1}{\omega_2 r_2} \cdot \frac{1-\delta_1}{1-\delta_2}.$$

Folosind relația de definiție a indicelui neconcordanței cinematice [1], se obține următoarea expresie pentru indicele neconcordanței cinematice în sistemul de rulare, în cazul deplasării tractorului în viraj :

$$K_v = \frac{1-\delta_2}{1-\delta_1} = \frac{\omega_1 r_1}{\omega_2 r_2} \cdot \frac{R_2}{R_1}. \quad (1)$$

Raportul $\frac{\omega_1 r_1}{\omega_2 r_2} = K_r$ caracterizează însă neconcordanța cinematică la mersul în linie dreaptă, iar din figura 1 rezultă $\frac{R_2}{R_1} = \cos \alpha$.

În felul acesta se obține următoarea expresie pentru indicele K_v :

$$K_v = K_r \cos \alpha. \quad (1')$$

Dacă $\alpha = 0$(deplasare rectilinie), $K_v = K_r$, adică se obține indicele neconcordanței cinematice la mers în linie dreaptă.

Tot în cinematica virajului rezultă cunoscutele relații :

$$\alpha_i = \text{arc ctg} \frac{R_2 - b}{L} ; \quad \alpha_e = \text{arc ctg} \frac{R_2 + b}{L} ;$$

$$\alpha = \frac{\alpha_i + \alpha_e}{2}.$$

Din relația (1') rezultă $\cos \alpha = \frac{K_v}{K_r}$, ceea ce înseamnă că funcția cos α caracterizează neconcordanța cinematică în sistemul de rulare specifică deplasării în curbă.

În cazul tractorului U-651, la care $2b = 1110$ mm, $L = 2400$ mm (fig. 1), influența razei de viraj asupra neconcordanței cinematice în sistemul de rulare este reprezentată grafic în figura 2.

La tractoarele 4 × 4 cu toate roțile de direcție sau la cele cu ramă articulată $R_1 = R_2$ și, prin urmare, $K_v = K_r$, adică la virajul acestor tractoare neconcordanța cinematică în sistemul

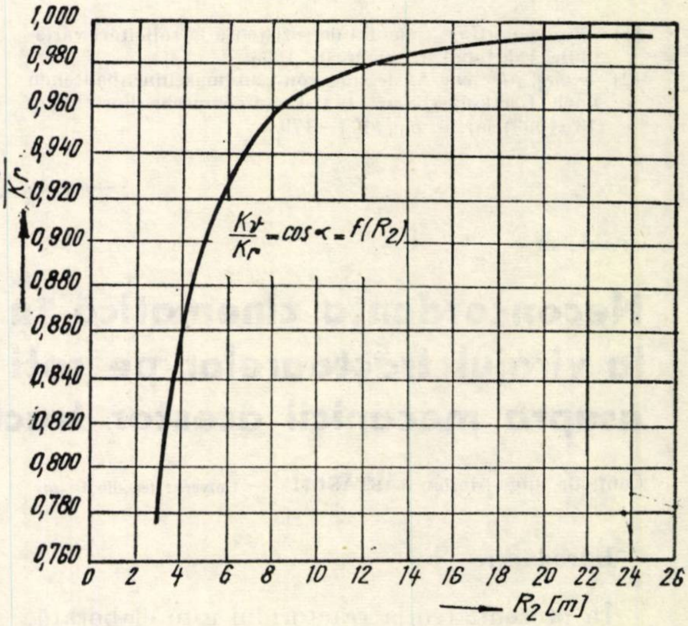


Fig. 2. Influența razei de viraj asupra indicelui neconcordanței cinematice în sistemul de rulare.

de rulare rămîne aceeași ca la deplasarea în linie dreaptă.

Dinamica tractorului pe roți 4 × 4 la viraj fără forță de tracțiune

Studiul dinamicii tractorului pe roți la deplasarea în curbă, în cazul cel mai general ($v \neq$ const, $\omega_v \neq$ const., $R \neq$ const.), este o problemă deosebit de complexă. În lucrarea de față nu se urmărește însă studierea dinamicii tractorului în general, ci influența neconcordanței cinematice în sistemul de rulare asupra dinamicii și a calităților de tracțiune ale tractorului.

În acest scop se folosește figura 3, în care este prezentată schema forțelor și reacțiunilor care acționează asupra unui tractor pe roți a cărui mișcare în curbă este caracterizată prin : unghiul de bracare al roților $\alpha =$ const. (deci și $R_2 =$ const.), viteza unghiulară la viraj $\omega_v =$ const (prin urmare și $v =$ const.) și fără frînarea roții interioare. Aceste condiții sînt de fapt specifice celei mai mari porțiuni a traiectoriei virajelor (de obicei, raza de viraj este variabilă numai la intrarea și la ieșirea din curbă). În cazul analizat, puntea din spate este motoare, iar cea din față frînează deplasarea tractorului.

Momentul de frecare din diferențial face ca distribuirea momentului de torsiune între roțile unei punți să nu fie egală. Deoarece într-un diferențial montat și reglat corect coeficientul

de distribuire a momentului între roţile motoare este apropiat de 0,5, fără a face erori însemnate se poate considera că reacţiunile tangenţiale ale roţilor unei punţi sînt egale între ele, iar

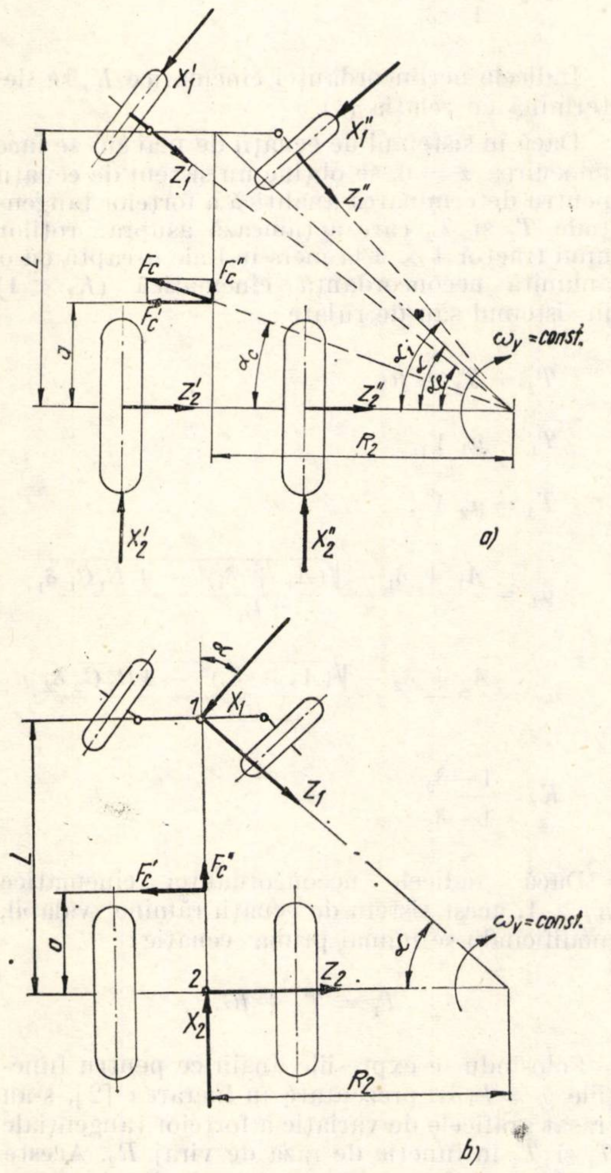


Fig. 3. Forţele care acţionează asupra tractorului în cazul deplasării în viraj, fără forţă de tracţiune.

rezultanta lor este aplicată în centrul punţii. Chiar dacă s-ar lua în considerare deplasarea transversală a punctului de aplicaţie al rezultantei, aceasta ar fi foarte mică în comparaţie cu raza de viraj. Avînd în vedere aceste lucruri, schema *a* din figura 3 se înlocuieşte cu schema *b*.

În centrul 2 al punţii din spate acţionează reacţiunile rezultante : longitudinală X_2 şi laterală Z_2. În centrul 1 al punţii din faţă acţionează reacţiunile rezultante X_1 şi Z_1. În cazul analizat asupra corpului tractorului mai acţionează forţa centrifugă F_c, care se descompune după două direcţii în componentele F_c' şi F_c'', determinindu-se astfel :

$$F_c' = F_c \cos \alpha_c = \frac{G}{g} \omega_v^2 \frac{R_2}{\cos \alpha_c} \cos \alpha_c = \frac{G}{g} \omega_v^2 R_2 ;$$

sau

$$F_c' = \frac{G v^2}{g R_2} ; \qquad (2)$$

$$F_c'' = F_c' \operatorname{tg} \alpha_c = \frac{G v^2 a}{g R_2^2} . \qquad (3)$$

Ecuaţia proiecţiilor tuturor forţelor orizontale în planul longitudinal al tractorului are următoarea formă :

$$X_2 + F_c'' - X_1 \cos \alpha - Z_1 \sin \alpha = 0. \qquad (4)$$

Din ecuaţia momentelor în raport cu punctul 2 se determină reacţiunea Z_1 :

$$Z_1 = \frac{X_1 L \sin \alpha + F_c' a}{L \cos \alpha} = X_1 \operatorname{tg} \alpha + \frac{F_c' a}{L \cos \alpha} .$$

Înlocuind ultima expresie a lui Z_1 în ecuaţia (4), se obţine :

$$X_2 + F_c'' - X_1 (\cos \alpha + \operatorname{tg} \alpha \sin \alpha) - \frac{F_c' a}{L} \operatorname{tg} \alpha = 0,$$

sau

$$X_2 + F_c'' - \frac{X_1}{\cos \alpha} - \frac{F_c' a}{L} \operatorname{tg} \alpha = 0.$$

Înlocuind în această ecuaţie forţele F_c' şi F_c'' cu expresiile corespunzătoare (2) şi (3) şi avînd în vedere că $\operatorname{tg} \alpha = \frac{L}{R_2}$, se obţine ecuaţia :

$$X_2 - \frac{G v^2 a}{g R_2^2} - \frac{X_1}{\cos \alpha} - \frac{G v^2}{g R_2} \cdot \frac{a}{L} \cdot \frac{L}{R_2} = 0,$$

care se reduce la forma :

$$X_2 - \frac{X_1}{\cos \alpha} = 0. \qquad (5)$$

În baza teoriei autovehiculelor, pot fi scrise relaţiile :

$$X_2 = T_2 - f Y_2 ; \quad X_1 = T_1 + f Y_1 ,$$

în care :

T_2, T_1 sînt forţe trangenţiale de tracţiune (respectiv de frînare) care acţionează asupra roţilor unei punţi ;
Y_1, Y_2 — reacţiunile verticale ale solului la cele două punţi ;
f — coeficient de rezistenţă la rulare.

Tractorul deplasîndu-se fără forță la cîrlig, reacțiunile Y_1 și Y_2 au valorile :

$$Y_1 = \frac{a}{L} G ; \quad Y_2 = \frac{L-a}{L} G.$$

Prin urmare, ecuația (5) devine :

$$T_2 - f \frac{L-a}{L} G - \frac{T_1}{\cos\alpha} - f \frac{a}{L\cos\alpha} G = 0. \quad (6)$$

Sub formă de bilanț de tracțiune ultima ecuație poate fi scrisă astfel :

$$T_2 = \frac{T_1}{\cos\alpha} + f G \left[1 + \frac{a}{L}\left(\frac{1}{\cos\alpha} - 1\right)\right]. \quad (7)$$

Dacă puntea din față ar fi decuplată (tractor 4 × 2), atunci puntea din spate ar trebui să învingă numai forța :

$$T_2 = fG\left[1 + \frac{a}{L}\left(\frac{1}{\cos\alpha} - 1\right)\right].$$

Folosind relația de definiție a coeficientului utilizării greutății aderente $\mu = \frac{T}{Y}$, se poate scrie :

$$T_1 = \mu_1 Y_1 ; \quad T_2 = \mu_2 Y_2.$$

În lucrarea [2] se dă metoda stabilirii expresiilor analitice ale curbelor $\delta = f(\mu)$ sau $\mu = F(\delta)$, ajungîndu-se la funcții de forma :

$$\delta = \frac{A\mu - B\mu^2}{C - \mu},$$

sau

$$\mu = \frac{A + \delta - \sqrt{(A+\delta)^2 - 4BC\delta}}{2B},$$

în care : A, B, C sînt coeficienți care depind, în principal, de natura solului și de mărimea pneurilor.

În cazul deplasării tractorului în curbă cu viteză și rază de viraj constante, forțele tangențiale T_1 și T_2 pot fi determinate pe cale analitică folosind următorul sistem de ecuații :

$$T_2 = \frac{T_1}{\cos\alpha} + fG\left[1 + \frac{a}{L}\left(\frac{1}{\cos\alpha} - 1\right)\right],$$

$$T_1 = \mu_1 Y_1,$$

$$T_2 = \mu_2 Y_2,$$

$$\mu_1 = \frac{A_1 + \delta_1 - \sqrt{(A_1+\delta_1)^2 - 4B_1C_1\delta_1}}{2B_1},$$

$$\mu_2 = \frac{A_2 + \delta_2 - \sqrt{(A_2+\delta_2)^2 - 4B_2C_2\delta_2}}{2B_2},$$

$$K_v = \frac{1-\delta_2}{1-\delta_1}.$$

Indicele neconcordanței cinematice K_v se determină cu relația (1).

Dacă în sistemul de ecuații de mai sus se face înlocuirea $\alpha = 0$, se obține un sistem de ecuații pentru determinarea analitică a forțelor tangențiale T_1 și T_2 care acționează asupra roților unui tractor 4 × 4 la mers în linie dreaptă cu o anumită neconcordanță cinematică ($K_r < 1$) în sistemul său de rulare :

$$T_2 = T_1 + fG,$$

$$T_1 = \mu_1 Y_1,$$

$$T_2 = \mu_2 Y_2,$$

$$\mu_1 = \frac{A_1 + \delta_1 - \sqrt{(A_1+\delta_1)^2 - 4B_1C_1\delta_1}}{2B_1},$$

$$\mu_2 = \frac{A_2 + \delta_2 - \sqrt{(A_2+\delta_2)^2 - 4B_2C_2\delta_2}}{2B_2},$$

$$K_r = \frac{1-\delta_2}{1-\delta_1},$$

Dacă indicele neconcordanței cinematice $K_r > 1$, acest sistem de ecuații rămîne valabil, modificîndu-se numai prima ecuație :

$$T_1 = T_2 + fG.$$

Folosindu-se expresiile analitice pentru funcțiile $\mu = F(\delta)$, prezentate în lucrarea [2], s-au trasat graficele de variație a forțelor tangențiale T_1 și T_2 în funcție de raza de viraj R_2. Aceste rezultate au fost confirmate pe deplin de cercetarea experimentală.

Metodica cercetărilor experimentale

Cercetările experimentale au fost efectuate pe un tractor universal U-651 și au avut drept scop să pună în evidență neconcordanța cinematică în sistemul de rulare la deplasarea tractorului în viraj, precum și a unor consecințe negative ale acesteia : puntea din față se transformă din punte motoare în punte care frînează deplasarea tractorului ; circulația puterii parazite în transmisie ; creșterea consumului de combustibil.

Încercările au fost efectuate pe pistă de beton și pe miriște. Tractorul s-a deplasat în viraj fără

forţă de tracţiune la cîrlig, aceasta fiind, de fapt, situaţia reală a efectuării întoarcerilor la lucrările agricole cu unelte (maşini) purtate.

Pentru atingerea acestor obiective au fost determinaţi pe cale experimentală următorii

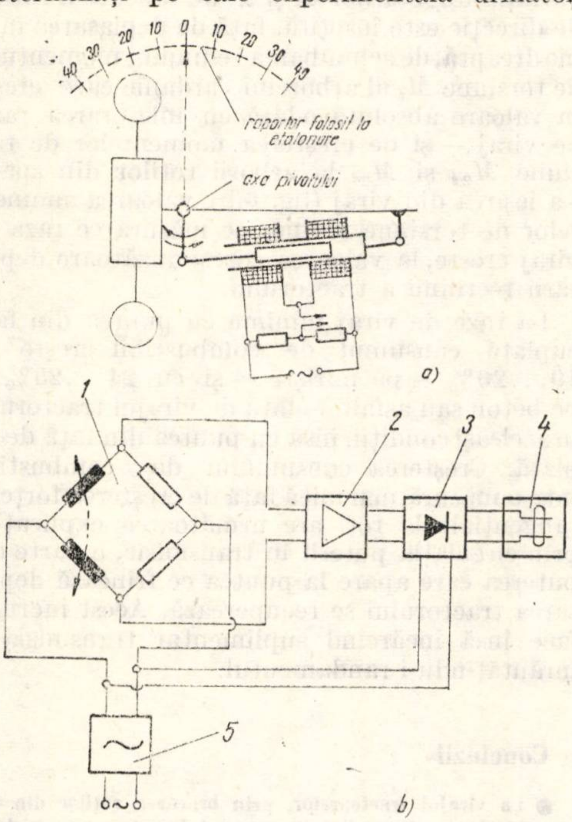


Fig. 4. Măsurarea unghiului de bracare a roţilor de direcţie:
a – schema de montaj a traductorului inductiv;
b – schema bloc a instalaţiei de măsurare şi înregistrare.

parametri: momentele de torsiune la arborii roţilor motoare din spate (M_{2s}, M_{2d}), momentul de torsiune la arborele cardanic al transmisiei punţii din faţă (M_c), raza de viraj, debitul de combustibil.

Pentru măsurarea momentelor de torsiune s-a folosit metoda electro-tensometrică de măsurare, care, pe lîngă alte numeroase avantaje, permite să se obţină nu numai valoarea momentului ci şi semnul lui.

Raza de viraj s-a determinat, cu o precizie suficientă, înregistrînd continuu variaţia unghiurilor de bracare a roţilor din faţă.

Pentru măsurarea şi înregistrarea continuă a variaţiei unghiului de bracare a roţilor din faţă s-a folosit un traductor inductiv, construit în acest scop. Acest traductor reprezintă în sine o bobină diferenţială cu miez mobil (fig. 4,a). Prin bracarea roţilor miezul culisează în interiorul bobinelor, producînd variaţia curentului de ieşire într-o punte de măsură Wheatstone. Schema bloc a instalaţiei de înregistrare este prezentată în figura 4, b, care cuprinde: puntea de măsurare 1, amplificatorul 2, detectorul sensibil la fază 3, oscilograful cu bucle 4, generatorul de oscilaţii 5.

Pentru măsurarea consumului de combustibil, s-a folosit un aparat de consum cu piston liber şi acţionare electrică CV2, care s-a montat în instalaţia de alimentare a motorului între filtrul fin şi pompa de injecţie.

Rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale

Indicele neconcordanţei cinematice în sistemul de rulare, în cazul virajului, s-a determinat cu relaţia (1′), iar unghiul α a fost stabilit făcîndu-se media aritmetică a unghiurilor de bracare a roţilor din faţă — α_s (stînga) şi α_d (dreapta) a căror variaţie a fost înregistrată pe oscilogramă. Deci:

$$\alpha = \frac{\alpha_s + \alpha_d}{2}.$$

Prelucrîndu-se datele experimentale, obţinute prin încercarea tractorului U-651, a fost scoasă în evidenţă influenţa neconcordanţei cinematice în sistemul de rulare, care apare la deplasarea în curbă, asupra dinamicii şi economicităţii tractorului.

În figura 5,a şi 5,b este dată dependenţa dintre forţele tangenţiale T_1 şi T_2 şi raza de

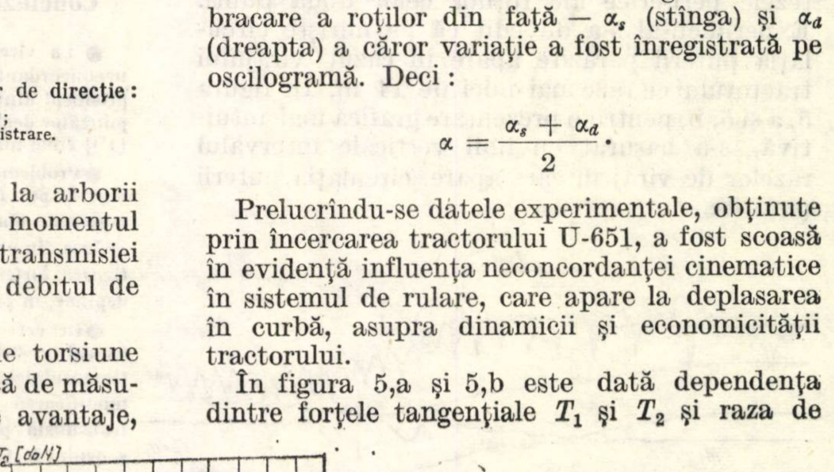


Fig. 5. Dependenţa forţelor tangenţiale la roţile celor două punţi de raza de viraj.

viraj R_2, în cazul deplasării tractorului în curbă cu puntea din faţă cuplată, fără sarcină la cîrlig pe beton şi pe mirişte. Pentru a ilustra numai influenţa neconcordanţei cinematice, specifică virajului asupra dinamicii tractorului, în ambele figuri au fost reprezentate curbele $T_1 = f(R_2)$ şi $T_2 = f(R_2)$ obţinute prin încercarea tractorului în situaţia în care la deplasarea în linie dreaptă vitezele periferice ale roţilor celor două punţi au fost egale ($K_r = 1,0$).

Din figura 5,a reiese că în cazul deplasării tractorului U-651 în curbă pe beton sau asfalt, cu raze de viraj mai mici de 20 m, apar forţe tangenţiale negative la roţile din faţă. Aceasta dovedeşte prezenţa circulaţiei puterii parazite în transmisia tractorului. Cu cît raza de viraj este mai mică cu atît mai intensă este circulaţia acestei puteri.

Fenomene asemănătoare apar şi în cazul virajului tractorului pe miriște, numai că în acest caz ele sînt mai puţin intense. Din figura 5, b rezultă că, la aceeaşi rază de viraj, pe miriște forţa tangenţială T_1 este mai mică, în valoare absolută, decît în cazul virajului pe beton. Aceasta se explică, ca şi în cazul deplasării rectilinii a tractorului, prin faptul că pe miriște, paralel cu deformaţia tangenţială a pneurilor, apar deformaţii orizontale ale solului, care compensează, în parte, neconcordanţa cinematică în sistemul de rulare, adică diferenţa între vitezele periferice ale roţilor celor două punţi. Experimental s-a dovedit că pe miriște circulaţia puterii parazite apare în cazul virajului tractorului cu raze mai mici de 14 m. În figura 5, a şi 5, b, pentru o prezentare grafică mai intuitivă, s-a haşurat cu linii verticale intervalul razelor de viraj în care apare circulaţia puterii parazite.

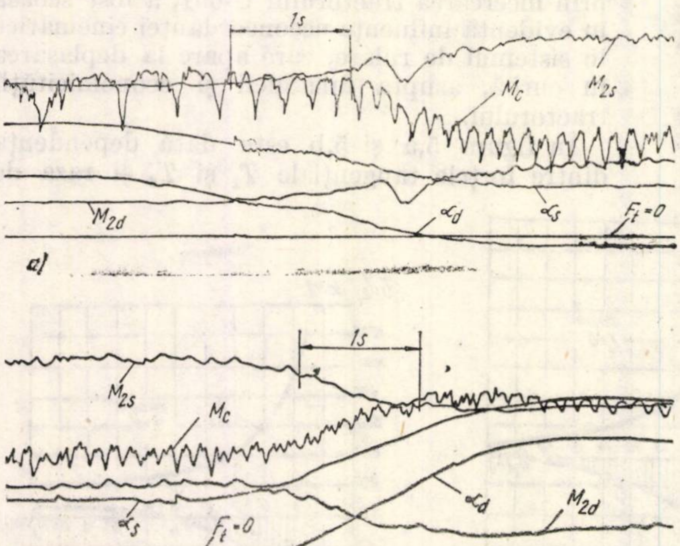


Fig. 6. Variaţia momentelor de torsiune în funcţie de unghiul de bracare a roţilor : a — la intrarea în viraj ; b — la ieşirea din viraj.

Dovezi convingătoare ale circulaţiei puterii parazite în transmisia tractorului, la deplasarea în curbă, le constituie copiile oscilogramelor din figurile 6, a şi 6, b. La intrarea în viraj (fig. 6, a) variaţia unghiurilor α_s şi α_d de bracare a roţilor de direcţie este însoţită, faţă de deplasarea în linie dreaptă, de schimbarea semnului momentului de torsiune M_c al arborelui cardanic-care creşte în valoare absolută odată cu micşorarea razei de viraj — şi de creşterea momentelor de torsiune M_{2s} şi M_{2d} la arborii roţilor din spate. La ieşirea din viraj (fig. 6,b) valoarea momentelor de torsiune revine, pe măsură ce raza de viraj creşte, la valoarea corespunzătoare deplasării rectilinii a tractorului.

La raze de viraj minime cu puntea din faţă cuplată consumul de combustibil creşte cu 19...20% — pe miriște — şi cu 24...25% — pe beton sau asfalt — faţă de virajul tractorului în aceleaşi condiţii, însă cu puntea din faţă decuplată. Creşterea consumului de combustibil într-o măsură mai mică faţă de creşterea forţelor tangenţiale la roţi are următoarea explicaţie : prin circulaţia puterii în transmisie, o parte din puterea care apare la puntea ce frînează deplasarea tractorului se recuperează. Acest lucru se face însă încărcînd suplimentar transmisia şi înrăutăţindu-i randamentul.

Concluzii

- **La virajul tractoarelor, prin bracarea roţilor din faţă neconcordanţa cinematică în sistemul de rulare este egală cu produsul dintre indicele neconcordanţei cinematice K_r, corespunzător deplasării în linie dreaptă, şi funcţia cos α [vezi relaţia (1')] fiind unghiul mediu de bracare al roţilor.**
- **Problemele de dinamică, specifice virajului tractoarelor 4 × 4, pot fi rezolvate complet pe cale analitică, dacă la condiţiile obişnuite de echilibru static se adaugă alte ecuaţii deduse din analiza fenomenelor interacţiunii. cu solul. Repartizarea forţei tangenţiale totale între roţile celor două punţi depinde, în principal, de raza de viraj şi de natura solului.**
- **In cercetarea teoretică şi experimentală, efectuată în cadrul acestei lucrări, circulaţia puterii parazite în transmisia tractorului U-651 este confirmată de următoarele fenomene : modificarea sensului momentului la arborele cardanic din transmisia punţii din faţă, care demonstrează modificarea sensului forţelor tangenţiale la roţile din faţă; apariţia forţelor tangenţiale negative la aceste roţi este însoţită de creşterea forţelor tangenţiale de tracţiune la roţile celeilalte punţi (la puntea motoare).**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Năstăsoiu, S.* : Studiul cauzelor neconcordanţei cinematice a vitezelor periferice ale roţilor punţilor motoare din faţă şi din spate la tractoarele 4×4. In : Buletinul Institutului politehnic din Braşov, seria A, vol. X, 1968, p. 225—234.

[2] *Năstăsoiu, S.* : Opredelenie analiticeskoge vîrajenia krivoi buksovania koliosnih traktorov. În : Buletinul Institutului politehnic din Braşov, seria A, vol. XII, 1970, p. 307 — 315.

[3] *Niţescu, Gh., Năstăsoiu, S., Popescu, S.* : Tractore, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1974, pa. 402—409.

: 629.1.032

Sistematizarea calculului cinematic al mecanismelor de direcţie planetare, ale vehiculelor pe şenile, cu ajutorul schemelor bloc

Dr. ing. Aurel **JULA**, dr. ing. Petre **ALEXANDRU** – Universitatea din Braşov

Introducere

Mecanismele de direcţie ale vehiculelor pe şenile diferenţiază mişcarea şi momentele de torsiune la cele două şenile, făcînd posibil virajul vehiculului. Marea diversitate a mecanismelor de direcţie pentru vehiculele pe şenile, ca şi complexitatea lor, au făcut ca pînă în prezent studiul cinematic să fie efectuat separat pentru fiecare variantă de mecanism [1, 4, 5, 6]. În urma clasificării şi sistematizării structurale ale acestor mecanisme, realizată în [2, 3], s-a creat posibilitatea ca studiul cinematic să fie efectuat unitar şi concis.

Astfel, lucrarea îşi propune ca, pe baza schemelor bloc aferente întregului sistem de direcţie să realizeze o sistematizare a calculului cinematic pentru marea varietate a mecanismelor de direcţie planetare. Această sistematizare va conduce nu numai la un calcul unitar, dar şi la posibilitatea comparării comode a diferitelor mecanisme, la uşurarea alegerii unei variante optime din multitudinea celor existente. Se crează astfel şi premisele sintezei cinematice unitare.

Deşi în lucrare fiecare schemă bloc este ilustrată prin una sau cel mult două scheme cinematice, aceasta corespunde unui număr mult mai mare de variante de mecanisme, adică unei întregi clase a mecanismelor de direcţie [3]. Se vor utiliza următoarele notaţii :

$R(R')$ – reductor cu roţi dinţate cu axe geometrice fixe;

$D(D')$ – diferenţial (mecanism planetar cu două grade de mobilitate);

$A(A')$ – ambreiaj (precizarea stării funcţionale se face prin cifrele „0" şi „1");

$F(F')$ – frînă (precizarea stării funcţionale se va face prin cifrele „0" şi „1");

i_{xy}^{K} – raportul de transmitere al mecanismului planetar, avînd elementul K fix, elementul conducător x şi elementul condus y;

$i_D(i_D')$ – raportul de transmitere al diferenţialului degenerat (mecanism planetar propriu-zis);

i_{DL} – raportul de transmitere al diferenţialului cu lanţ de închidere;

$i(i')$ – raportul de transmitere total al mecanismului de direcţie, între pinionul transmisiei centrale şi roata motoare a şenilei;

$Z_p(Z_p')$ – numărul de dinţi ai roţilor dinţate;

$\omega_{s,d}$ – viteza unghiulară a roţii motoare a şenilei din stînga, respectiv din dreapta vehiculului;

B – ecartamentul vehiculului;

R_{min} – raza de virare minimă a vehiculului.

Datorită simetriei mecanismului de direcţie, faţă de axa longitudinală a vehiculului, este suficientă determinarea relaţiilor de calcul pentru virarea într-o singură parte (de exemplu spre stînga). De asemenea trebuie reţinut că în realitate, prin comanda ambreiajelor şi frînelor, mecanismul diferenţial ($M = 2$) funcţionează ca un mecanism planetar propriu-zis, cu gradul de mobilitate $M = 1$ sau ca un mecanism planetar cu lanţ de închidere.

Studiul cinematic al mecanismelor de direcţie planetare cu satelit simplu şi dublu

Cel mai simplu mecanism de direcţie planetar (fig. 1,a) este compus din reductorul central R_c (roţile 1–2), diferenţialele cu satelit simplu (şi roţi conice) $D-D'$ (roţile 3–4–5 şi 3'–4'–5') şi reductoarele finale $R_f - R_f'$ (roţile 6–7 şi 6'–7').

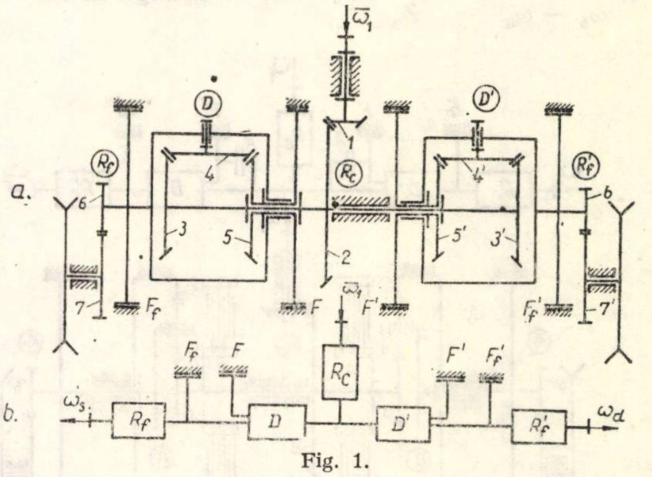


Fig. 1.

La mersul rectiliniu, pentru ca diferenţialele să aibă mişcare definită, se blochează roţile centrale 5–5' cu ajutorul frînelor $F-F'$, diferenţialele D şi D' devenind de fapt mecanisme planetare propriu-zise. Pentru virare cu rază minimă (spre stînga) se eliberează frîna F şi se strînge frîna transmisiei finale F_f(F' rămîne strînsă), iar pentru virare cu rază medie se eliberează ambele frîne $F-F_f$, frîna F' rămînînd strînsă. Acest ultim caz înseamnă că mecanismul diferenţial D să aibă mişcare nedeterminată (cinematic), determinarea de fapt fiind realizată prin raportul rezistenţelor de rulare la cele două şenile.

Reprezentînd simbolic fiecare mecanism component al sistemului de direcţie, se ajunge la

schema bloc din figura 1, b. Aceasta are avantajul nu numai al reprezentării simplificate a schemei cinematice, dar și al valabilității ei pentru o gamă largă de mecanisme de direcție (cu satelit simplu sau dublu, cu roți conice și cilindrice), ceea ce face ca și relațiile cinematice din tabelul 1 să se generalizeze fără modificări.

portul de transmitere total al mecanismului de direcție.

Posibilitățile de mișcare ale vehiculului echipat cu mecanism de direcție de tipul celui prezentat în figura 1, comenzile necesare și rapoartele de transmitere realizate — în situațiile funcționale caracteristice — sînt sistematizate în tabelul 1.

Tabelul 1

Miscarea vehiculului		Comenzile necesare pentru senila: stînga F	stînga F_f	dreapta F'	dreapta F'_f	Raportul de transmitere la șenila: stînga (i)	dreapta (i')
La mers rectiliniu		1	0	1	0	$i=i'=i_{R_c}\cdot i_D\cdot i_{R_f}$, $(\omega_{5,5'}=0)$	
În viraj (stînga)	cu rază minimă ($R_{min}=0{,}5B$)	0	1	1	0	∞ $(\omega_5=0)$	$i'=i_{R_c}\cdot i_D\cdot i_{R_f}$
În viraj (stînga)	cu rază medie	0	0	1	0	nedeterminat	$i'=i_{R_c}\cdot i_D\cdot i_{R_f}$

$i_{R_c}=\frac{Z_2}{Z_1}$; $i_D=1+\frac{Z_5}{Z_3}$, $(\omega_5=0)$; $i_{R_f}=-\frac{Z_7}{Z_6}$; $i'_D=i_D$

Fiind cunoscute expresiile rapoartelor de transmitere parțiale din sistemul de direcție: $i_{R_c}=\frac{Z_2}{Z_1}$ — al reductorului central, $i_{R_f}=-\frac{Z_7}{Z_6}$ — al reductorului final și $i_D=1+Z_5/Z_3$ — al diferențialului D (dedus din relația $i^6_{35}=\frac{\omega_3-\omega_6}{\omega_5-\omega_6}=-\frac{Z_5}{Z_3}$; $\omega_5=0$), se ajunge la raportul de transmitere total al mecanismului de direcție.

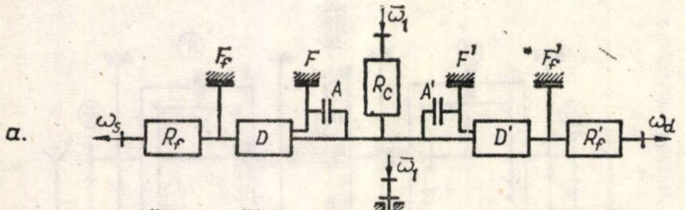


Fig. 2.

Se precizează că în tabele prin cifra „1” din coloana frînelor se înțelege frînă strînsă (cuplată), iar prin cifra „0” frînă liberă (necuplată).

Dacă la schema bloc din figura 1, b se adaugă cîte un ambreiaj $A-A'$ între elementul de intrare și cel liber al diferențialului $D-D'$, se ajunge la scheme bloc din figura 2, a. Ambreiajele pot bloca mecanismele diferențiale, astfel încît $i_D=i'_D=1$. Pe baza acestei scheme se poate concepe mecanismul de direcție din figura 2, b ($D-D'$ sînt compuse din roți cilindrice și satelit simplu). Prin aceasta se ajunge la un număr sporit de viteze, atît la mersul rectiliniu cît și în viraj, ca și la o gamă mai largă a razelor de virare.

O variantă constructivă diferită, dar pe baza aceleași scheme bloc, este arătată în figura 2, c, diferențialele $D-D'$ fiind de data aceasta cu satelit dublu. Se realizează astfel un alt raport i_D.

Dependențele dintre vitezele unghiulare ale elementelor mecanismului planetar sînt date tot de relația lui Willis [3]:

— pentru planetarul cu satelit simplu (fig. 2, b)

$$i^6_{35}=\frac{\omega_3-\omega_6}{-\omega_6}=-\frac{Z_5}{Z_3}\Rightarrow i_D=i^5_{36}=1+\frac{Z_5}{Z_3}; \quad (1)$$

— pentru planetarul cu satelit dublu (fig. 2, c):

$$i^6_{35}=\frac{\omega_3-\omega_6}{-\omega_6}=-\frac{Z_5}{Z_8}\cdot\frac{Z_4}{Z_3}\Rightarrow i_D=i^5_{36}=1+\frac{Z_5}{Z_8}\cdot\frac{Z_4}{Z_3} \quad (2)$$

Posibilitățile de mișcare ale vehiculelor pe șenile echipate cu mecanisme de direcție planetare, cu satelit simplu sau dublu, avînd ambreiaje de blocare, comenzile corespunzătoare și rapoartele de transmitere realizate în situațiile

funcţionale caracteristice sînt redate succint în tabelul 2. Se precizează că în tabele prin cifra „0" din coloana ambreiajelor se înţelege ambreiaj necuplat, iar prin cifra „1" ambreiaj cuplat.

să se obţină un raport de transmitere sau altul. Faţă de schema bloc din figura 1, b, în locul frînelor $F-F'$ apar frînele $F_{I}-F_{II}$, respectiv $F'_{I}-F'_{II}$, ajungîndu-se la schema bloc din figura 4, a.

Tabelul 2

Miscarea vehiculului		Comenzile necesare pentru șenila: stînga A	F	F_f	dreapta A'	F'	F'_f	Raportul de transmitere la șenila: stînga (i)	dreapta (i')
La mers rectiliniu		1	0	0	1	0	0	$i_I = i'_I = i_{R_C} \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{3,3'} = \omega_{5,5'})$	
		0	1	0	0	1	0	$i_{II} = i'_{II} = i_{R_C} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{5,5'} = 0)$	
In viraj (stînga)	cu rază minimă ($R_{min} = 0{,}5\ B$)	0	0	1	1	0	0	$\infty (\omega_6 = 0)$	$i'_I = i_{R_C} \cdot i_{R_f}$
		0	0	1	0	1	0	$\infty (\omega_5 = 0)$	$i'_{II} = i_{R_C} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
	cu rază medie	0	0	0	1	0	0	nedeterminat	$i'_I = i_{R_C} \cdot i_{R_f}$
		0	0	0	0	1	0	nedeterminat	$i'_{II} = i_{R_C} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
	cu rază mare ($i_I > i_{II}$)	0	1	0	1	0	0	$i_{II} = i_{R_C} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$	$i'_I = i_{R_C} \cdot i_{R_f}$

$i_{R_C} = -\frac{z_2}{z_1}$; $i_D = 1 + \frac{z_5}{z_3}$ (fig.2-b); $i_D = 1 + \frac{z_5}{z_8} \cdot \frac{z_4}{z_3}$ (fig.2-c); $i_{R_f} = -\frac{z_7}{z_6}$

Plecînd tot de la schema bloc din figura 1, b, se poate ajunge, prin introducerea în paralel cu diferenţialele $D-D'$ a diferenţialelor D_1-D, la schema bloc din figura 3-a (fiind necesare și frînele $F_1-F'_1$). Mecanismul de direcţie realizat este compus din două perechi de planetare.

Se prezintă, ca exemplu, mecanismul din figura 3, b, avînd satelit simplu atît la planetarele cu roţi conice ($D-D'$) cît și la cele cilindrice ($D_1-D'_1$). Prin acţionarea frînei F, diferenţialul D devine planetar propriu-zis, diferenţialul D_1 neinfluenţînd raportul de transmitere total :

$$i_{53}^{9} = \frac{\omega_5 - \omega_9}{-\omega_9} = -\frac{Z_3}{Z_5} \Rightarrow i_D = i_{59}^{3} = 1 + \frac{Z_3}{Z_5}. \quad (3)$$

Strîngerea frînei F_1, F fiind liberă, conduce la introducerea în circuit a diferenţialului D_1 și scoaterea diferenţialului D :

$$i_{68}^{9} = \frac{\omega_6 - \omega_9}{-\omega_9} = -\frac{Z_8}{Z_6} \Rightarrow i_{D_1} = i_{69}^{8} = 1 + \frac{Z_8}{Z_6}; \quad (4)$$

Tabelul 3, care redă sistematizarea cinematică a acestui mecanism, indică același număr de posibilităţi cinematice ca în cazul schemelor aferente tabelului 2. Bineînţeles, mărimea rapoartelor de transmitere este cu totul alta. Legarea a mai mult de două planetare în paralel (sau în serie) ar complica mult schema cinematico-constructivă, deși ar crește și numărul posibilităţilor de mișcare.

Studiul cinematic al mecanismelor de direcţie planetare cu satelit triplu

Mecanismele de direcţie planetare cu satelit triplu au în componenţa lor trei roţi centrale ceea ce face ca prin blocarea uneia sau alteia,

Un exemplu de mecanism de direcţie realizat pe baza acestei scheme bloc este redat în figura 4, b. Prin strîngerea frînei F_I, viteza unghiulară ω_8 devine zero, astfel că :

$$i_{38}^{9} = \frac{\omega_3 - \omega_9}{-\omega_9} = \frac{Z_8}{Z_7} \cdot \frac{Z_4}{Z_3} \Rightarrow i_{D_I} = i_{39}^{8} = 1 - \frac{Z_8}{Z_7} \cdot \frac{Z_4}{Z_3} \quad (5)$$

Prin strîngerea frînei F_{II}, $\omega_6 = 0$, deci :

$$i_{36}^{9} = \frac{\omega_3 - \omega_9}{-\omega_9} = \frac{Z_6}{Z_5} \cdot \frac{}{3} \Rightarrow i_{D_{II}} = i_{39}^{6} = 1 - \frac{Z_6}{Z_5}, \frac{Z_4}{Z_3} \quad (6)$$

Analiza rezultatelor concretizate în tabelul 4 conduce la concluzia că, din punctul de vedere al manevrabilităţii, mecanismul de direcţie prevăzut cu diferenţial avînd satelit triplu este analog planetarului cu satelit simplu sau dublu, combinat cu ambreiaje (v. tabelul 2).

Studiul cinematic al mecanismelor de direcţie planetare cu lanţ de închidere

Mecanismele de direcţie din această categorie sînt dezvoltate tot pe baza schemelor de la punctul 2. Astfel schema din figura 1, b conduce la schema bloc din figura 5, a, la care, prin introducerea reductoarelor $R_0-R_1(R'_1)$, se creează posibilitatea ca mecanismul diferenţial $D-D'$ să lucreze cu două elemente conducătoare (prin lanţul de închidere R_1-A sau R'_1-A').

Exemplul de mecanism realizat pe baza acestei scheme bloc, redat în figura 5, b are diferenţialul realizat cu satelit simplu și roţi cilindrice. Prin acţionarea frînei F se ajunge la situaţia corespunzătoare de la schema din

Tabelul 3

Mişcarea vehiculului		Comenzile necesare pentru şenila: stînga F	stînga F_1	stînga F_f	dreapta F'	dreapta F_1'	dreapta F_f'	Raportul de transmitere la şenila: stînga (i)	dreapta (i')
La mers rectiliniu		1	0	0	1	0	0	$i_I = i_I' = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{3,3'} = 0)$	
		0	1	0	0	1	0	$i_{II} = i_{II}' = i_{R_c} \cdot i_{D_1} \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{8,8'} = 0)$	
În viraj (stînga)	cu rază minimă ($R_{min} = 0{,}5\ B$)	0	0	1	1	0	0	$\infty\ (\omega_9 = 0)$	$i_I' = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
		0	0	1	0	1	0	$\infty\ (\omega_5 = 0)$	$i_{II}' = i_{R_c} \cdot i_{D_1} \cdot i_{R_f}$
	cu rază medie	0	0	0	1	0	0	nedeterminat	$i_I' = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_c}$
		0	0	0	0	1	0	nedeterminat	$i_{II}' = i_{R_c} \cdot i_{D_1} \cdot i_{R_f}$
	cu rază mare ($i_{D_1} > i_D$)	0	1	0	1	0	0	$i_{II} = i_{R_c} \cdot i_{D_1} \cdot i_{R_f}$	$i_I' = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
$i_{R_c} = \frac{z_2}{z_1}$; $i_D = 1 + \frac{z_3}{z_5}$; $i_{D_1} = 1 + \frac{z_8}{z_6}$ $i_{R_f} = -\frac{z_{10}}{z_9}$									

Tabelul 4

Mişcarea vehiculului		Comenzile necesare pentru şenila: stînga F_I	stînga F_{II}	stînga F_f	dreapta F_I'	dreapta F_{II}'	dreapta F_f'	Raportul de transmitere la şenila: stînga (i)	dreapta (i')
La mers rectiliniu		1	0	0	1	0	0	$i_I = i_I' = i_{R_c} \cdot i_{D_I} \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{8,8'} = 0)$	
		0	1	0	0	1	0	$i_{II} = i_{II}' = i_{R_c} \cdot i_{D_{II}} \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{6,6'} = 0)$	
În viraj (stînga)	cu rază minimă ($R_{min} = 0{,}5\ B$)	0	0	1	1	0	0	$\infty\ (\omega_9 = 0)$	$i_I' = i_{R_c} \cdot i_{D_I} \cdot i_{R_f}$
		0	0	1	0	1	0	$\infty\ (\omega_5 = 0)$	$i_{II}' = i_{R_c} \cdot i_{D_{II}} \cdot i_{R_f}$
	cu rază medie	0	0	0	1	0	0	nedeterminat	$i_I' = i_{R_c} \cdot i_{D_I} \cdot i_{R_f}$
		0	0	0	0	1	0	nedeterminat	$i_{II}' = i_{R_c} \cdot i_{D_{II}} \cdot i_{R_f}$
	cu rază mare ($i_{D_I} < i_{D_{II}}$)	0	1	0	1	0	0	$i_{II} = i_{R_c} \cdot i_{D_{II}} \cdot i_{R_f}$	$i_I' = i_{R_c} \cdot i_{D_I} \cdot i_{R_f}$
$i_{R_c} = \frac{z_2}{z_1}$; $i_{D_I} = 1 - \frac{z_4}{z_3} \cdot \frac{z_8}{z_7}$; $i_{D_{II}} = 1 - \frac{z_4}{z_3} \cdot \frac{z_6}{z_5}$; $i_{R_f} = -\frac{z_{10}}{z_9}$									

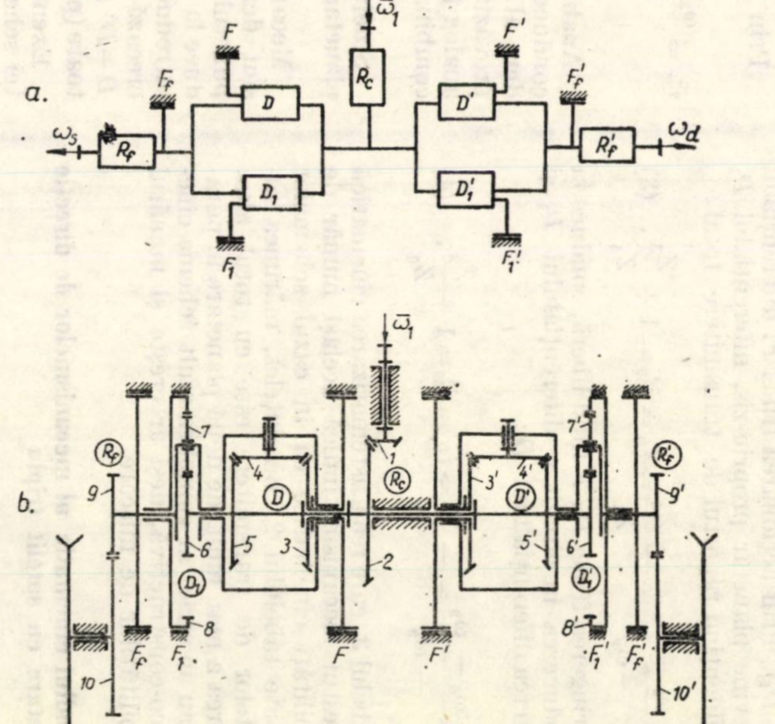


Fig. 3.

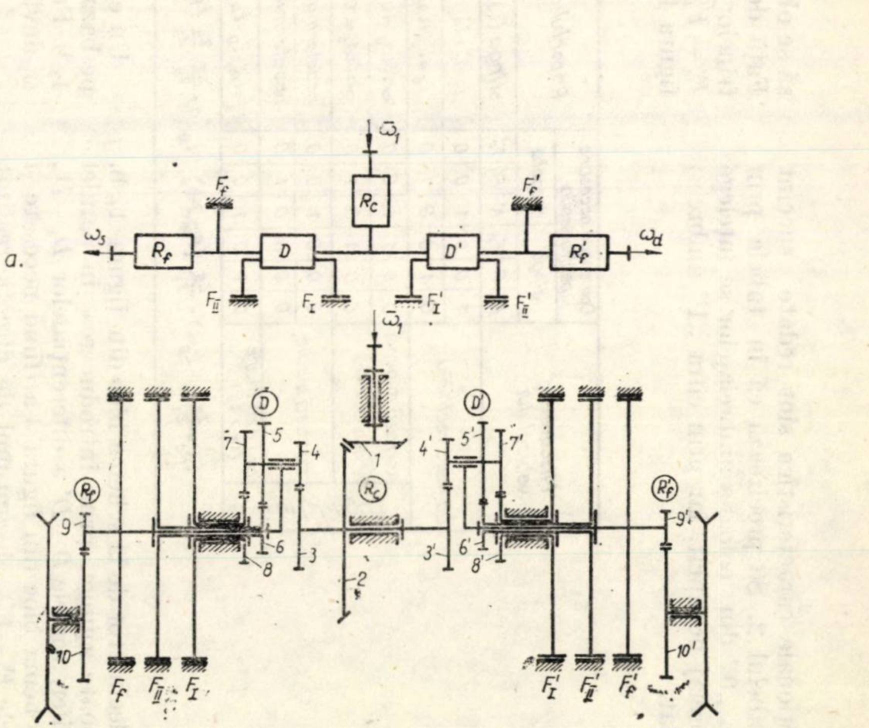


Fig. 4.

Tabelul 5

Mişcarea vehiculului		Comenzile necesare pentru şenila: stînga			dreapta			Raportul de transmitere la şenila	
		A	F	F_f	A'	F'	F'_f	stînga (i)	dreapta (i')
La mers rectiliniu		1	0	0	1	0	0	$i_I = i'_I = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$	
		0	1	0	0	1	0	$i_{II} = i'_{II} = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{7,7'} = 0)$	
În viraj (stînga)	cu rază minimă ($R_{min} = 0,5\ B$)	0	0	1	1	0	0	$\infty (\omega_s = 0)$	$i'_I = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$
		0	0	1	0	1	0	∞	$i'_{II} = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
	cu rază medie	0	0	0	1	0	0	nedeterminat	$i'_I = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$
		0	0	0	0	1	0	nedeterminat	$i'_{II} = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
	cu rază mare ($i_D > i_{D_L}$)	0	1	0	1	0	0	$i_{II} = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$	$i'_I = i_{R_c} \cdot i_{R_o} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$

$$i_{R_c} = \frac{z_2}{z_1};\ i_{R_o} = -\frac{z_4}{z_3};\ i_D = 1 + \frac{z_7}{z_5};\ i_{D_L} = \frac{1 + \frac{z_7}{z_5}}{1 + \frac{z_7}{z_5} \cdot \frac{i_{R_o}}{i_{R_1}}};\ i_{R_1} = -\frac{z_{11}}{z_{10}};\ i_{R_f} = -\frac{z_9}{z_8}.$$

Tabelul 6

Mişcarea vehiculului		Comenzile necesare pentru şenila: stînga			dreapta			Raportul de transmitere la şenila	
		F	F_1	F_f	F'	F'_1	F'_f	stînga (i)	dreapta (i')
La mers rectiliniu		0	1	0	0	1	0	$i_I = i'_I = i_{R_c} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{3,3'} = 0)$	
		1	0	0	1	0	0	$i_{II} = i'_{II} = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$, $(\omega_{8,8'} = 0)$	
În viraj (stînga)	Cu rază minimă ($R_{min} = 0,5\ B$)	0	0	1	0	1	0	$\infty (\omega_s = 0)$	$i'_I = i_{R_c} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$
		0	0	1	1	0	0	∞	$i'_{II} = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
	cu rază medie	0	0	0	0	1	0	nedeterminat	$i'_I = i_{R_c} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$
		0	0	0	1	0	0	nedeterminat	$i'_{II} = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$
	cu rază mare ($i_D > i_{D_L}$)	1	0	0	0	1	0	$i_{II} = i_{R_c} \cdot i_D \cdot i_{R_f}$	$i'_I = i_{R_c} \cdot i_{D_L} \cdot i_{R_f}$

$$i_{R_c} = \frac{z_2}{z_1};\ i_D = 1 + \frac{z_8}{z_6};\ i_{D_L} = \frac{1 + \frac{z_8}{z_6}}{1 + \frac{z_8}{z_6} \cdot \frac{1}{i_{D_1}}};\ i_{D_1} = 1 + \frac{z_3}{z_5};\ i_{R_f} = -\frac{z_{10}}{z_9}.$$

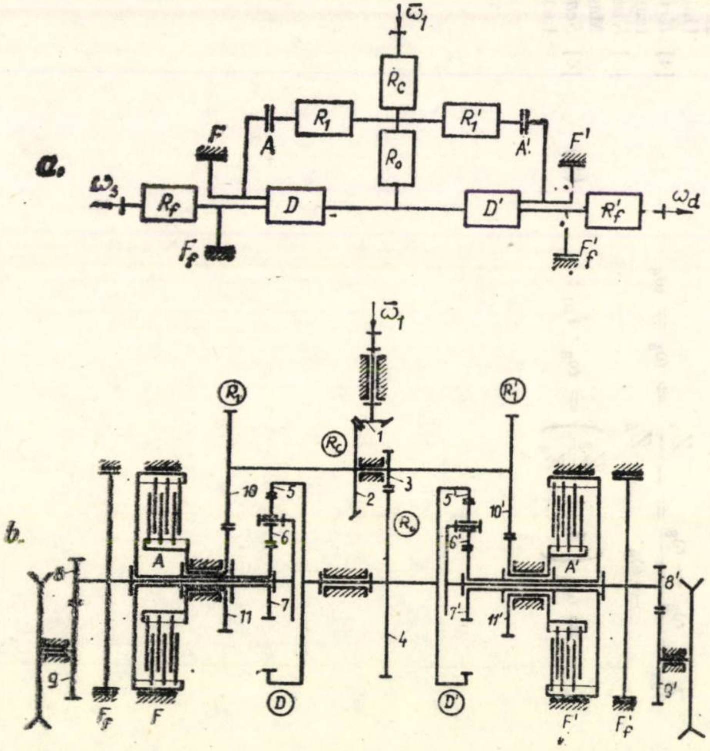


Fig. 5.

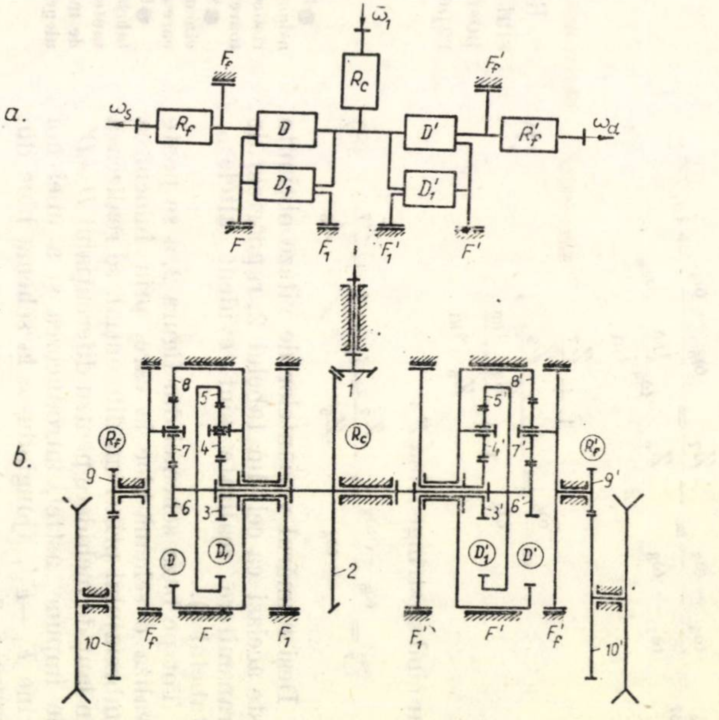


Fig. 6.

figura 2, b. Dacă se eliberează frîna F şi se cuplează ambreiajul A, rezultă;

$$i_{57}^{8} = \frac{\omega_5 - \omega_8}{\omega_7 - \omega_8} = -\frac{Z_7}{Z_5} = \frac{\omega_5 - \omega_8}{\omega_5 \dfrac{i_{R0}}{i_{R1}} - \omega_8} \Rightarrow i_{DL} =$$

$$= \frac{\omega_5}{\omega_8} = \frac{1 + \dfrac{Z_7}{Z_5}}{1 + \dfrac{Z_7}{Z_5} \cdot \dfrac{i_{R0}}{i_{R1}}}, \tag{7}$$

iar cînd se strînge frîna F:

$$i_{57}^{8} = \frac{\omega_5 - \omega_8}{-\omega_8} = -\frac{Z_7}{Z_5} \Rightarrow i_D = 1 + \frac{Z_7}{Z_5}. \tag{8}$$

Deşi numărul variantelor de viteze obţinute este acelaşi ca cel din tabelul 2, rapoartele de transmitere realizate sînt evident altele (tabelul 5).

Tot pe baza schemei din figura 2, a se poate realiza o schemă-bloc la care, prin înlocuirea ambreiajului printr-un diferenţial, se realizează un lanţ de închidere pentru diferenţialul $D - D'$. Se impune, astfel, introducerea şi a unei noi frîne $F_1 - F_1'$, ajungîndu-se la schema bloc din figura 6, a.

Mecanismul din figura 6, b, realizat pe baza acestei scheme (cu sateliţi simpli şi roţi cilindrice), are deci un lanţ de închidere planetar. Prin acţionarea frînei F se ajunge la situaţia corespuzătoare din figura 2, b, diferenţialul D_1 lucrînd în gol. Dacă se va acţiona frîna F_1 (F — liberă) se obţine:

$$i_{53}^{8} = \frac{\omega_5 - \omega_8}{-\omega_8} = -\frac{Z_3}{Z_5} \Rightarrow \omega_5 = \omega_6 =$$

$$= \omega_8 \left(1 + \frac{Z_3}{Z_5}\right) = \omega_8 \cdot i_{D1}; \tag{9}$$

$$i_{68}^{9} = \frac{\omega_6 - \omega_9}{\omega_8 - \omega_9} = \frac{\omega_2 - \omega_9}{\omega_2 / i_{D1} - \omega_9} = -\frac{Z_8}{Z_6} \Rightarrow i_{DL} =$$

$$= \frac{\omega_2}{\omega_9} = \frac{1 + Z_8/Z_6}{1 + \dfrac{Z_8}{Z_6} \cdot \dfrac{1}{i_{D1}}}. \tag{10}$$

Rezultatele studiului acestui tip de mecanism sînt redate în tabelul 6. Numărul vitezelor posibile rezultă acelaşi ca în cazul precedent, rapoartele de transmitere fiind însă diferite.

Concluzii

● Introducerea schemelor-bloc, pe lîngă schemele cinematice, asigură stabilirea cu uşurinţă a situaţiilor funcţionale caracteristice şi a expresiilor rapoartelor de transmitere corespunzătoare acestor situaţii.

● Studiul cinematic pe scheme bloc permite o sistematizare cinematică a marii varietăţi de mecanisme de direcţie planetare, care au la bază elemente cu roţi dinţate şi cu fricţiune.

● Cu ajutorul expresiilor rapoartelor de transmitere, date tabelar pentru toate situaţiile funcţionale caracteristice, proiectantul poate calcula valorile acestora pentru oricare variantă de mecanism de direcţie planetar, uşurîndu-se în acelaşi timp alegerea unei scheme optime.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Antonov, A. S.*: Silovîe peredaci kolesnîh i guseniciînh maşin, Leningrad, Maşinostroenie, 1967.

[2] *Jula, A.*: Analiza structurală a mecanismelor de direcţie ale tractoarelor pe şenile, Buletinul Institutului politehnic Braşov, seria A — Mecanică, vol. XII, 1970, pag. 103 — 113.

[3] *Jula, A.*: Contribuţii la studiul mecanismelor de direcţie, ale vehiculelor pe şenile, Rezumatul tezei de doctorat Universitatea din Braşov, 1972.

[4] *Kristi, M. K., Krasnenikov, V. I.*: Novîe mehanizmî transmisii, Moscova, Maşinostroenie, 1967.

[5] *Kudreavtev, V. M.*: Planetarnîe peredaci, Moscova, Maşinostroenie, 1968.

[6] *Semenov, M. V.*: Teoria odno i dvuhstupenciatîh planetarnîh peredaci, Moscova, Maşinostroenie, 1966.

Folosiţi

CUŢITE

în loc de

DISCURI DE RECTIFICARE

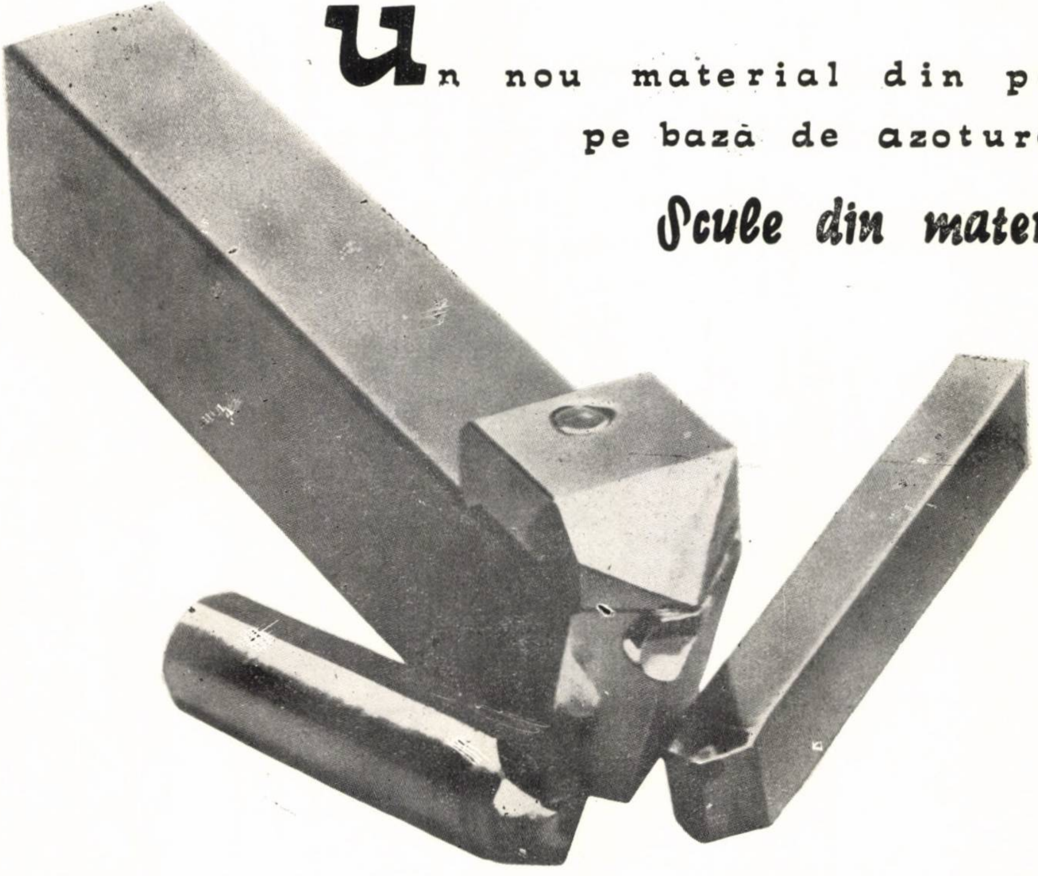
Nu mai este necesară utilizarea maşinilor de rectificat pentru prelucrarea de precizie a oţelurilor călite şi a fontelor de înaltă rezistenţă.

Folosiţi în întreprinderea dumneavoastră

Sculele din materiale compuse

Un nou material din policristale pe bază de azotură de bor.

Scule din materiale compuse



pentru:

- strunjire—alezare;
- rectificare.

EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT

U.R.S.S., 117839 Moscova, V-342

str. Obrucev, 34/79

telefon 334 76 00-334 75 00 telex 7691-7692-7693

СТАНКОИМПОРТ

СССР·МОСКВА

PUBLICOM

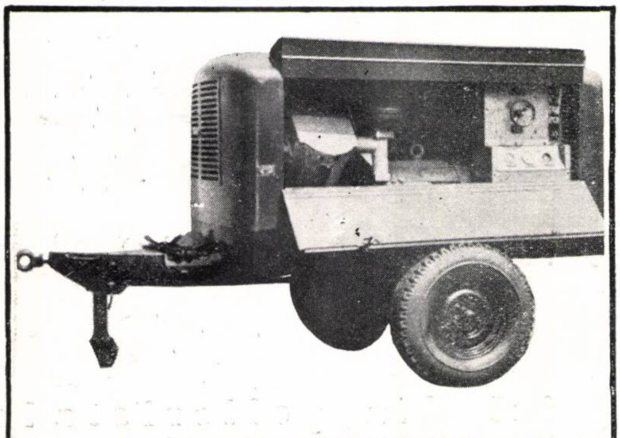
Întreprinderea „TIMPURI NOI” București

Splaiul Unirii nr. 165
Sector 4, Cod 74281

Telefon 21.61.60 – 21.57.33
Telex 10.848

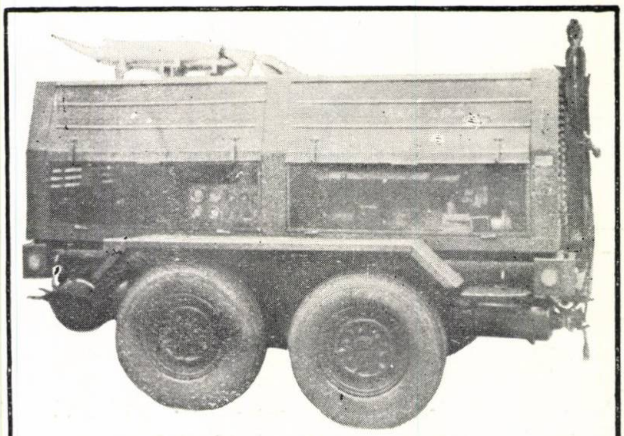
produce și livrează:

- COMPRESOARE ȘI ELECTROCOMPRESOARE 0,26 – 10 m³/min



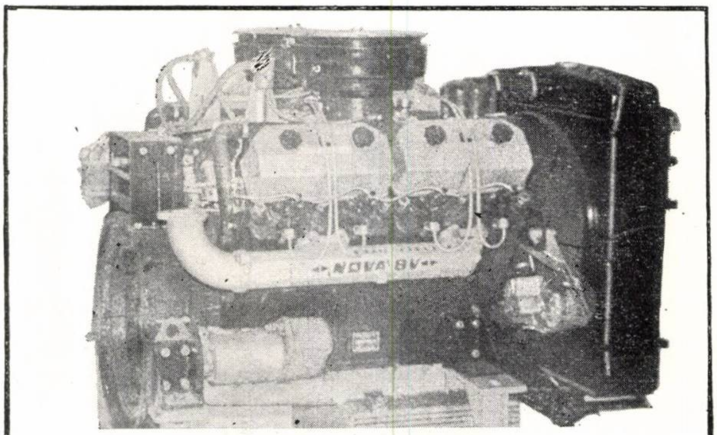
ELECTROCOMPRESOR TIP 2EC5

- MOTOCOMPRESOARE 5 – 10 m³/min



MOTOCOMPRESOR TIP MC10

- MOTOARE DIESEL ȘI CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE 4 – 120 CP



MOTOR DIESEL TIP D120 – 8V

PRODUS NOU – ELECTROCOMPRESOR TIP 3EC9

— Agregat transportabil destinat să furnizeze aer comprimat pentru transportul pneumatic al cimentului în vrac.

— Caracteristici :

- presiune 3 daN/cm^2 ;
- debit 13 m^3/min ;
- turaţie 1 500 rot/min ;
- gabarit 2 540, 1 280, 1 330 mm.

REMORCA BASCULANTĂ RUTIERĂ AGRICOLĂ

RM-14

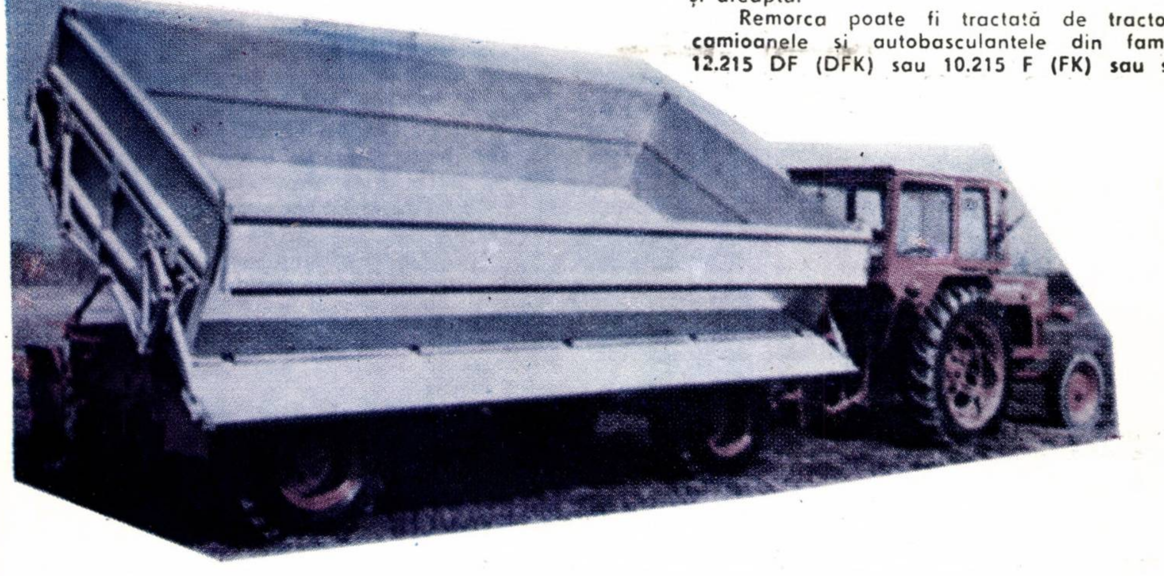
DOMENIU DE UTILIZARE

Remorca basculantă tip RM-14 este o remorcă rutieră biaxă cu sarcina utilă de 8 tone.

Remorca este destinată pentru transportul diferitelor materiale ambalate sau în vrac și materialelor cu greutate volumetrică redusă în domeniul transporturilor industriale și agricole.

Incărcătura poate fi descărcată prin basculare laterală stg. și dreapta.

Remorca poate fi tractată de tractorul U-650, sau de camioanele și autobasculantele din familia ROMAN – tip 12.215 DF (DFK) sau 10.215 F (FK) sau similare.



umm ÎNTREPRINDEREA MECANICA MÎRŞA

ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ MÎRŞA

SIBIU – ROMANIA

Telefon: 19105
Telex: 49.237

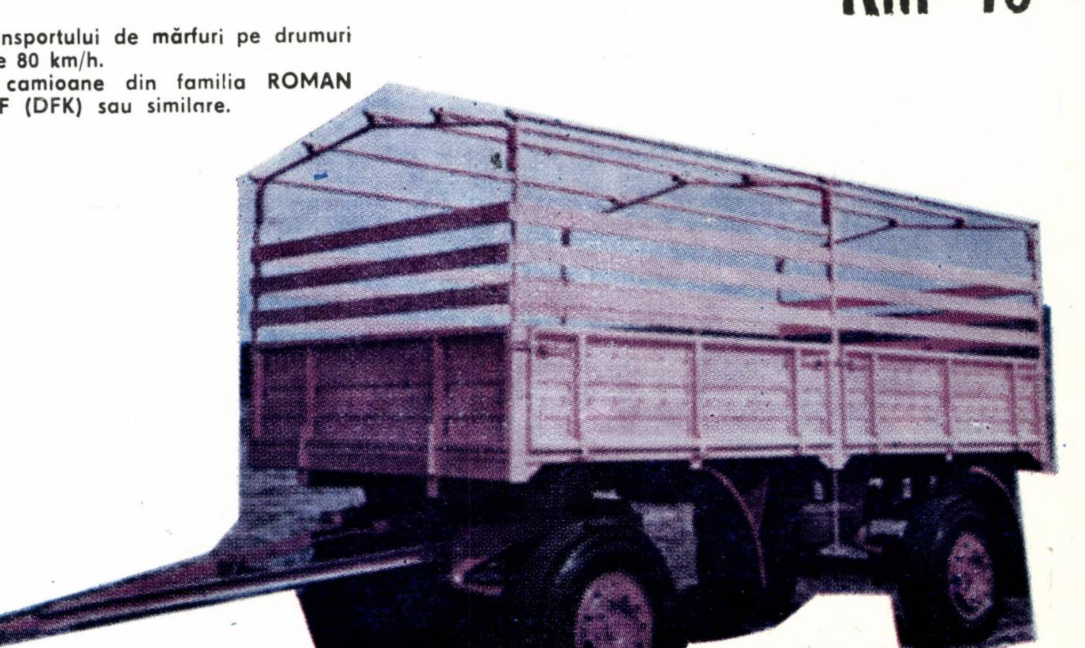
REMORCA RUTIERĂ RM-15

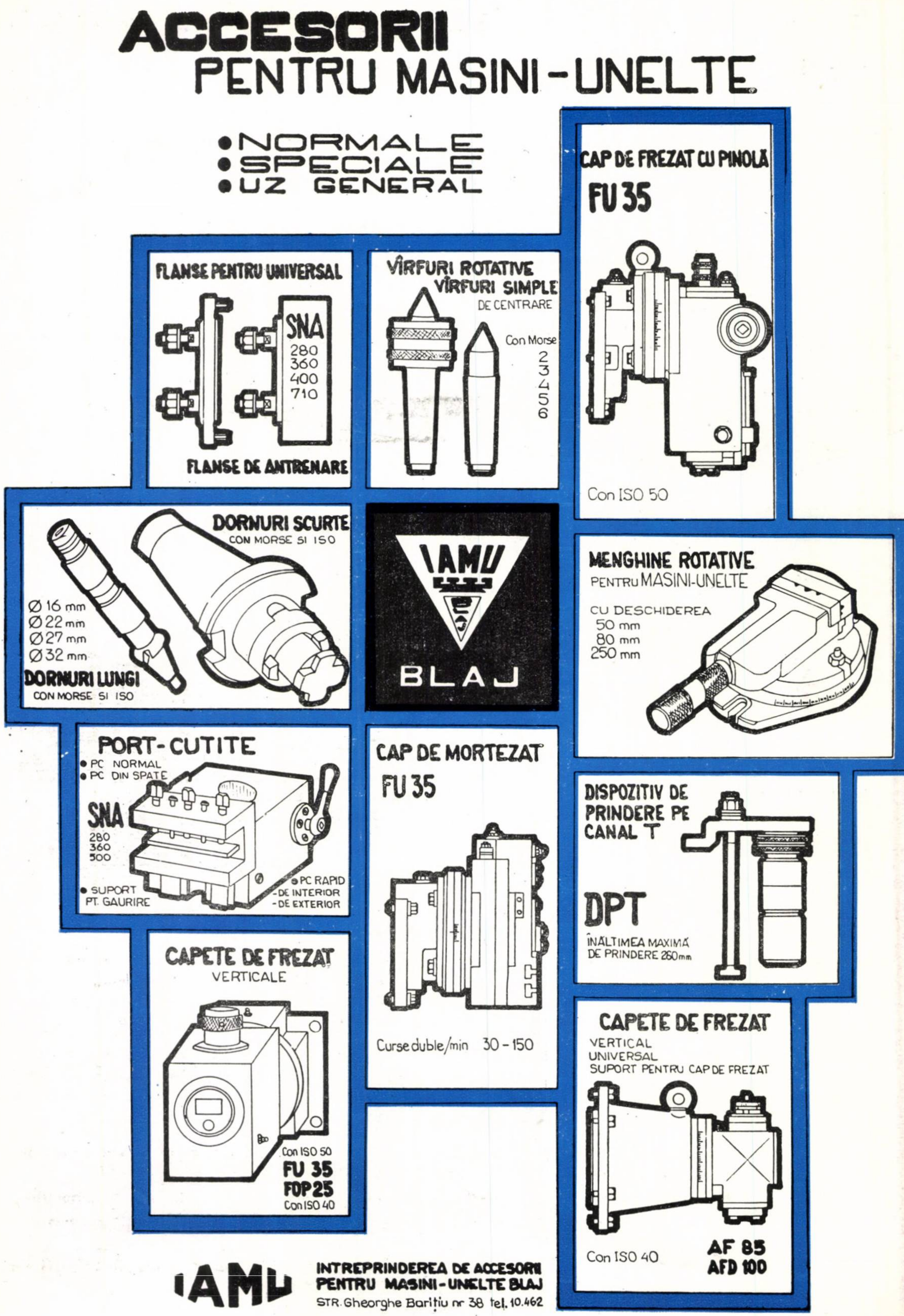
DOMENIU DE UTILIZARE

Remorca tip RM-15 este o remorcă rutieră biaxă cu sarcina utilă de 8,5 tone.

Remorca este destinată transportului de mărfuri pe drumuri amenajate, cu viteza maximă de 80 km/h.

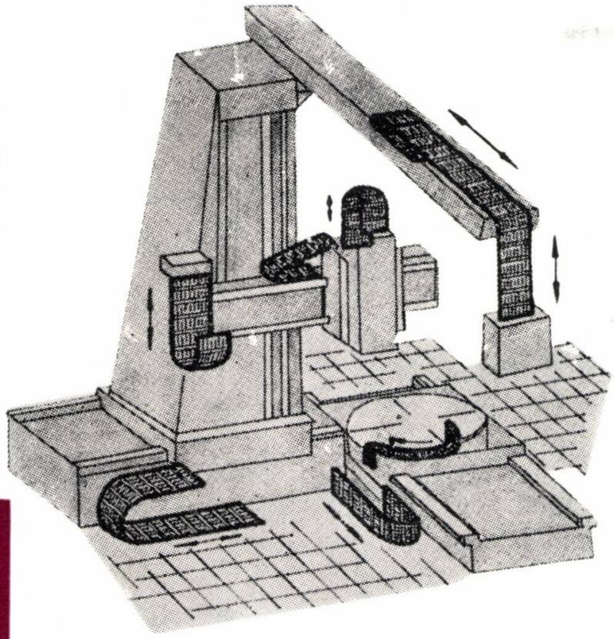
Remorcarea se face de camioane din familia ROMAN R 10.215 (F (FK), R. 12.215 DF (DFK) sau similare.




ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE
• NORMALE
• SPECIALE
• UZ GENERAL
CAP DE FREZAT CU PINOLĂ
FU 35
Con ISO 50
FLANSE PENTRU UNIVERSAL
SNA
280
360
400
710
FLANSE DE ANTRENARE
VÎRFURI ROTATIVE
VÎRFURI SIMPLE
DE CENTRARE
Con Morse
2
3
4
5
6
DORNURI SCURTE
CON MORSE SI ISO
Ø 16 mm
Ø 22 mm
Ø 27 mm
Ø 32 mm
DORNURI LUNGI
CON MORSE SI ISO
IAMU
BLAJ
MENGHINE ROTATIVE
PENTRU MASINI-UNELTE
CU DESCHIDEREA
50 mm
80 mm
250 mm
PORT-CUTITE
• PC NORMAL
• PC DIN SPATE
SNA
280
360
500
• SUPORT PT. GAURIRE
• PC RAPID
- DE INTERIOR
- DE EXTERIOR
CAP DE MORTEZAT
FU 35
Curse duble/min 30 - 150
DISPOZITIV DE PRINDERE PE CANAL T
DPT
ÎNĂLTIMEA MAXIMĂ DE PRINDERE 260 mm
CAPETE DE FREZAT
VERTICALE
Con ISO 50
FU 35
FOP 25
Con ISO 40
CAPETE DE FREZAT
VERTICAL
UNIVERSAL
SUPORT PENTRU CAP DE FREZAT
Con ISO 40
AF 85
AFD 100
IAMU
INTREPRINDEREA DE ACCESORII PENTRU MASINI-UNELTE BLAJ
STR. Gheorghe Barițiu nr 38 tel. 10.462

LANŢURI PORTCABLU

- TC 160—40
- TC 200—50



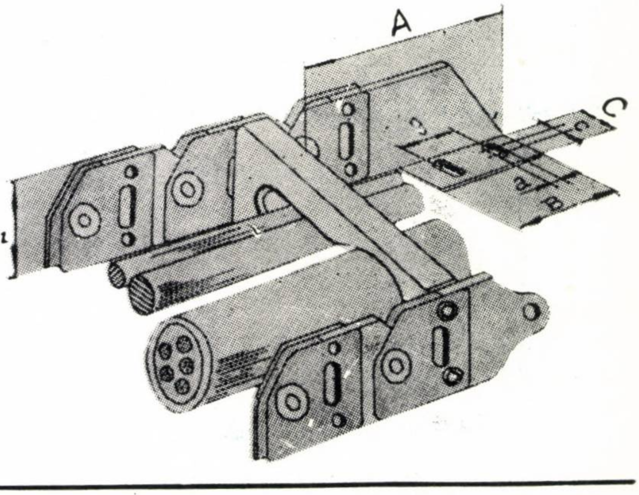
UTILIZARE

Folosirea lanţurilor portcablu asigură o protecţie împotriva lovirii şi o dirijare corectă a cablurilor, corespunzător diametrului de curbură prevăzut în documentaţia tehnică.

În cazul cînd deasupra acestuia se fixează o tablă de oţel se asigură şi o protecţie împotriva căderii de şpan la o temperatură mare.

CARACTERISTICI TEHNICE

Greutatea specifică pe unitatea de lungime fără suporţi	**3 kg**
Greutatea admisă repartizată pe suport, în funcţie de lungimea liberă a lanţului	**1—4 m** **50—5 kg**
Durabilitatea la o încărcare cu o greutate admisă pe suport	min. **50 000 cicluri**



Simbol	Diametrul mediu de curbură mm	**Diametrul maxim al cablului mm**	**Dimensiuni mm**					
			A	B	C	a	c	g
TC 160—40	160	30						
TC 200—50	200		115	75	30	6,5	5	45

Pe maşina unealtă lanţurile portcablu (pe orizontală sau pe verticală) se vor monta pe suporţi de sprijin sau ghidare.

Montarea şi demontarea cablurilor se va face prin desfacerea părţii de sus a suporţilor. Zalele de fixare se vor monta cu şuruburi pe elementul fix şi elementul mobil al maşinii.

IAMU - BLAJ Intr. de accesorii pt. maşini-unelte str. Gh. Bariţiu nr. 38 tel. 10.462

ROMANIAN INTERNATIONAL ADVERTISING COMPANY — PUBLICOM

In the Romanian Market there is a powerful competition between foreign firms wishing to sell their goods.

DO YOU WISH TO SELL IN ROMANIA ?

Then in the first place, INFORM the people that make the very proposals for the import plans — THE END—USERS—of the import products!

HOW? WHEN? BY WHICH MEANS? IN WHICH FORMS ?

PUBLICOM

Romanian International Advertising Agency • Bucharest • 22, N. Bălcescu Blvd. • Cables: PUBLICOM, Telex 374, Telephon: 139883

is an agency specialized in the problems of the Romanian market, which by examining your offer can reccmmend you and execute for you the most efficient advertising under the specific conditions in the Romanian market.

- staging of specialized and branch exhibition followed or not by technical demonstration.
- organization of technical lectures with or without display of samples, film shows and projection of slides, studies of offers and selection of end-users, invitation to conference and lectures.
- interpreters and demonstrations.
- printing of catalogues, prospectuses, folders, leaflets posters, offers and invitations etc.
- translation and duplication of texts
- publicity in Romanian dailies and periodicals the specialized press included.
- publicity over the radio and television services and through the cinema.
- business cocktail parties
- photo publicity services
- billposting and boardposting in the streets, stadiums, sports halls, airports and public vehicles, in health and holiday resorts.
- illuminated signs

PUBLICOM — your publicity counsellor in the Romanian market.

Abonați-vă

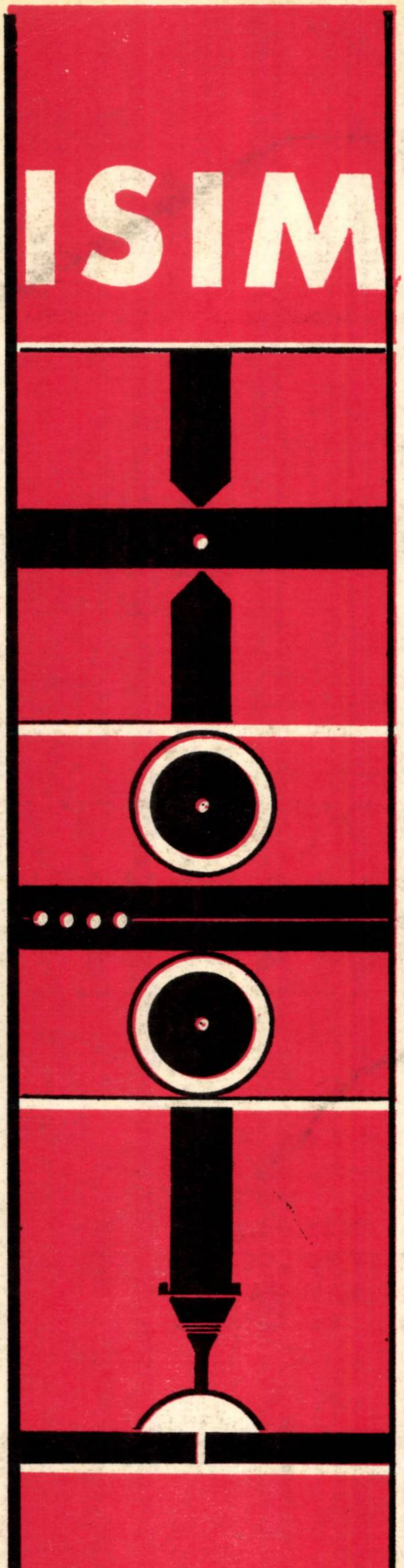
la revista

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

PRELUCRARI LA CALD
PRELUCRARI LA RECE
TEHNOLOGII NECONVENTIONALE
SUDARE, MONTAJ
UTILAJE ENERGETICE
UTILAJE TEHNOLOGICE
MASINI-UNELTE, MECANICA FINA
FIABILITATE, ORGANIZARE

RCM

....



INSTITUTUL DE SUDURĂ ŞI ÎNCERCĂRI DE MATERIALE-TIMIŞOARA

Execută următoarele lucrări şi servicii:

— cercetări integrate pentru fabricaţia structurilor sudate;
  — tehnologii de sudare;
  — tehnologii de control;
— cercetări fundamentale, orientate în domeniu;
— proiectare şi execuţie de echipamente, aparatură şi dispozitive de sudare şi control;
— organizarea fluxurilor tehnologice de produse;
— dezvoltare de echipamente de sudare şi tehnici conexe;
— dezvoltări de materiale de sudare;
— aplicarea tehnologiilor de sudare şi tehnicilor conexe;
— studii de prognoză;
— încercări de materiale şi control nedistructiv;
— expertize pentru avarii şi soluţii de remediere;
— perfecţionarea personalului tehnic de specialitate;
— elaborări de standarde şi normative;
— asistenţă tehnică;
— microproducţie de materiale de sudare, echipamente de sudare.

ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00

1977 SEP 22

E 3279

REZERVA

ISIM

CONSTRUCTIA DE MASINI

8

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI • BUCUREŞTI • ANUL XXIX • nr. 8 • AUGUST 1977

CAMERA FEDERALA DE COMERT A AUSTRIEI

în colaborare cu

CAMERA DE COMERT SI INDUSTRIE A REPUBLCII SOCIALISTE ROMANIA

organizează între 3-7 OCT. 1977

SAPTAMINA TEHNICII AUSTRIECE

care se va desfăşura la hotelul INTERCONTINENTAL din BUCURESTI

Specialiştii austrieci vor prezenta următoarele conferinţe din domeniul construcţiilor de maşini:

1. Tehnologia recoacerii izoterme 4.x.1977 - ora 9,00; sala B
4. Raţionalizarea şi automatizarea în tehnica de ştanţare şi de îndoire 5.x.1977 - ora 14,00; sala B
5. Maşini pentru confecţionarea de saci ţesuţi şi tricotaţi, precum şi materiale pentru ambalaje din poliolefine 6.x.1977 - ora 9,00; sala A
7. Extruderea de materiale din PVC - dur 6.x.1977 - ora 14,30; sala B
12. Automate moderne de format prin injecţie pentru prelucrarea materialelor termoplastice şi termorigide, precum şi a elastomerilor 6.x.1977 - ora 12,30; sala B
18. Arderea deşeurilor industriale în cuptoare tubulare rotative 7.x.1977 - ora 10,30; sala B
19. Armături acţionate manual şi automat pentru conducte energetice şi tehnologice - indicatoare de nivel pentru lichide şi materiale IT 3.x.1977 - ora 9,30; sala B
20. Raţionalizarea, automatizarea şi montarea cu ajutorul unor maşini speciale 5.x.1977 - ora 15,30; sala B
21. Încercarea durităţii în producţie - cazuri speciale de utilizare şi automatizare 3.x.1977 - ora 12,00; sala B
22. Stadiul actual la prelucrarea unor materiale termoplastice conţinînd spumanţi, după procedeul de formare prin injecţie - cu una sau mai multe componente 7.x.1977 - ora 14,30; sala B
23. Pompe centrifuge cu "induceri" (melci de intrare) pentru înălţimi de aspiraţie extrem de scăzute 7.x.1977 - ora 9,00; sala A
27. Sortarea buştenilor cu macaraua complet automatizată şi cu ajutorul cabinei de ridicare şi coborîre în cazul macaralelor portal 7.x.1977 - ora 13,00; sala A
32. Dezvoltarea în perspectivă a retezării cu discuri abrazive de mare productivitate şi a rectificării sub mare presiune în industria metalurgică, extractivă şi prelucrătoare, în special în oţelării 3.x.1977 - ora 14,30; sala B
33. Aparate şi echipamente pentru reglarea presiunii şi distribuirea gazelor. Noutăţi în domeniul instalaţiilor de măsurare şi reglare 5.x.1977 - ora 12,30; sala B
34. Oţeluri şi aliaje speciale pentru tehnica nucleară şi construcţia de aparate pentru industria chimică 4.x.1977 - ora 13,00; sala A
35. Proiectarea şi producţia de echipamente pentru instalaţii de polietilenă de înaltă presiune 4.x.1977 - ora 9,00; sala A
36. Noile evoluţii din sectorul de perforatoare şi aer comprimat 4.x.1977 - ora 11,00; sala A
38. Oţeluri şi piese forjate superioare pentru construcţia de turbine obţinute prin folosirea unei tehnologii noi 4.x.1977 - ora 15,00; sala A
41. Instalaţii de cuptoare industriale cu funcţionare continuă, pentru îmbunătăţire, călire, recoacere şi sinterizare 4.x.1977 - ora 15,30; sala B
44. Tehnica modernă în construcţia liniilor de cale ferată 3.x.1977 - ora 15,00; sala A

Invitaţiile de participare la simpozioane se pot solicita
(arătînd numai indicativul conferinţei şi numărul de invitaţii)
la PUBLICOM, bd. N. Bălcescu nr. 22, 70122 BUCURESTI, telex 011-374 CAMROM, tel. 15.47.07/93 sau 97

PUBLICOM

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXIX, Nr. 8, AUGUST 1977

CUPRINS

PROBLEME DE SUDARE

HRELESCU, M., PASCU, R. :	**Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 13 Cr Mo 44**	377
SAFTA, V., MORARIU, ST. :	**Examinarea cauzelor degradării unui recipient sferic.**	381
KIESCHE, M. :	**Sudarea WIG automată a pieselor de dimensiuni mici.**	386
SEIDEL, J. :	**Eficiența aplicării procedeelor de sudare cu plasmă, cu arc rotitor și cu electrogaz.**	388
LIPA, M. :	**Condiții speciale la sudarea prin topire intermediară a țevilor care intră în construcția pereților membrană.**	392
RAȚIU, M., SCHULTZ, T. :	**Analiza fiabilității previzionale a sudurilor de la cadrele de boghiuri de cale ferată.**	396
SCHULD, F., UNGURU, I. :	**Determinarea mărimii defectului echivalent la examinarea ultrasonică prin metoda în tandem a îmbinărilor sudate de grosime mare.**	402
DEHELEAN, D. M. : PASCU MIHAELA-LUMINIȚA :	**Sudarea cu fascicul de electroni a carcasei-sincron pe pinionul vitezei a II-a de la autoturismul ARO-240.**	406
SURGEAN, I., RADIVOI, D., PANAITESCU, R :	**Cercetări privind elaborarea fluxului ceramic pentru sudarea cu mai multe arce.**	411
VAȘ, A. :	**Considerații asupra posibilităților de creștere a energiei la tăierea cu arc de plasmă.**	415
SCHULTZ, R. :	**Tehnologii de sudare productive aplicate la construcția cazanelor și rezervoarelor.**	423
VAȘ, A., NEAMȚU, MARIA :	**Cercetări privind tăierea cu plasmă de aer a oțelurilor-carbon**	426

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. TEODOSIA OPRESCU
Redactor: ȘERBAN TEODORESCU

S U M A R

CZ: 621.791 : 669.14

Hrelescu, M., Pascu, R. : **Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 13 Cr Mo 44.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 377, 24 fig. 1 tab., 6 ref.

CS: 621.642

Safta, V., Morariu, St. : **Examinarea cauzelor degradării unui recipient sferic.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 381, 13 fig., 3 tab., 12 ref.

CZ: 621.791.1

Kiesche, M. : **Sudarea WIG automată a pieselor de dimensiuni mici.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) Nr. 8, p. 386, 8 fig., 8 ref.

CZ: 621.791.755

Seidel, J. : **Eficienţa aplicării procedeelor de sudare cu plasmă, cu arc rotitor şi cu electrogaz.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 388, 11 fig., 4 tab., 14 ref.

CZ: 621.791.762.5

Lipa, M. : **Condiţii speciale la sudarea prin topire intermediară a ţevilor care intră în construcţia pereţilor-membrană.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 392, 6 fig., 5 ref.

CZ: 621.791

Raţiu, M., Schultz, T. : **Analiza fiabilităţii previzionale a sudurilor de la cadrele de boghiuri de cale ferată.**

Construcţia de maşini. 29 (1977), Nr. 8. p. 396, 8 fig., 1 tab., 12 ref.

CZ: 621. 791.16

Schuld, F., Unguru, I. : **Determinarea mărimii defectului echivalent la examinarea ultrasonică prin metoda în tandem a îmbinărilor sudate de grosime mare.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 402, 8 fig., 10 ref.

CZ: 621.791.72

Dehelean, D. M., Pascu, Mihaela-Luminiţa : **Sudarea cu fascicul de electroni a carcasei-sincron pe pinionul vitezei a II-a de la autoturismul ARO-240.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 406, 10 fig., 4 tab., 5 ref.

CZ: 621.791.75

Surgean, I., Radivoi, D., Panaitescu, R. : **Cercetări privind elaborarea fluxului ceramic pentru sudarea cu mai multe arce.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) Nr. 8, p. 411, 5 fig., 6 tab., 2 ref.

CZ: 621. 791. 927.55

Vaş, A. : **Consideraţii asupra posibilităţilor de creştere a energiei la tăierea cu arc de plasmă.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) Nr. 8, p. 415, 7 fig., 6 tab., 8 ref.

CZ: 621.791 : 621.18 : 621.642

Schultz, R. : **Tehnologii de sudare productive aplicate la construcţia cazanelor şi rezervoarelor.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) Nr. 8, p. 423, 9 fig., 2 tab., 4 ref.

CZ: 621.791.927.55 : 669.16

Vaş, A., Neamţu, Maria : **Cercetări privind tăierea cu plasmă de aer a oţelurilor-carbon.**

Construcţia de maşini, 29 (1977) Nr. 8, p. 426, 4 fig., 6 tab., 5 ref.

Revista ,,CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Indu triei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de Informare documentară pentru indnstria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista,, Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: lei 150 anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: lei 8.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică ,,Informaţia" Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7378.

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1976, conform aprobării C.P.T. nr. **137/6332/1975.**

41.042

CONTENTS

DC : 621.791 : 669.14

Hrelescu, M., Pascu, R. : **Simulation of heat cycles in welding 13 CrMo 44 low alloy steel.**

The paper studies both the influence of heat cycles in welding the 13 CrMo 44 steel in normalized state (used in recipients construction in the chemical industry) an the role of stress relaxation heat treatment applied after simulating heat cycles. Simulation of heat cycles has been carried out on prismatic samples of 11×11×55 mm on the LS 1402 Smitweld simalator (tip temperatures: 1000°C, 1100C, 1200°C, 1300°C and 1350°C), mentaining cooling time constant in the 800°—500°C range of 10 seconds. In ZIT both simulated samples (S) and simulated and stress relaxed ones (S + TD) are examined by metalographcial methods, hardness tests HV 5, impact bending tests and microfractographcial analyses. The experimental results obtained are presented in due order, finally establishing a corelation between the top temperatures Tv and the hardnesses HV 5 of the symetry axle of ZIT on the samples S and S+TD, by indicating for orientation the opportunity of stress relaxation heat treatment.

Constructia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 377, 24 fig., 1 tab,, 6 ref.

DC : 621.642

Safta, V., Morariu, S. : **Examining failure causes in a spherical tank.**

The results of the investigations carried out to clear up the causes which led to the failure of a welded spherical vessel are exposed in this work. Beginning with the elements and materiale used for vessel building, an examination programme containing structural, fractographic analyses and mechanical tests of the damaged area have been developped. Relying on the data obtained a comparison is made with the prescriptions of material quality and performing conditions of the vessel.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 381, 13 fig., 3 tab., 12 ref.

DC : 621.791.1

Kiesche, M. : **Automatic WIG welding of reduced size parts**

Through achieving the microwelding automaton described, it became possible to solve many microwelding problems. The automaton is advantageous, as weldings of uniform quality are obtained. Using elements available on the market the conditions for rapid introduction in production are ensured. The fastening system of the welding parts is to be suited to the real conditions.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 386, 8 fig., 8 ref.

DC : 621.791.755

Seidel, J. : **The efficiency of applying the welding processes with plasma, turning spring and electrogas.**

The paper analyses the production costs of any welded construction, in the of case an enterprise working in two tours.

For this purpose, the computer programmes available at ZIS have been used.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, p. 388, 11 fig., 4 tab., 14 ref.

DC : 621.791.762.5

Lipa, M. : **Special conditions in intermediary fuse welding of the tubes entering in the construction of membrane walls.**

The problem of welding the tubes entering in boiler construction is differently set to serpentine systems and to those with membrane wals. The intermediary fuse welding technology, as well as the joint control are far more claimful in the second case. The paper is from the applied research area.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr, 8, p. 392, 6 fig., 5. ref

---

DC : 621.791

Raţiu, M., Schultz, T. : **Analysis of forecasting welds reliability on railway car frames.**

An analysis of reliability control calculi is presented for welds operating life in rolling stock construction. Failure probability (Pd), as reliability indicator of structure resistance is estimated with a simplified methodology, appliable in lifesizing. The reliability anaylsis is cleared up for a sleeperlongeron welded joint of a heavy type reilway bogie, furthe of experimental investigation of the stress process in operation and subsequently of statistical pocessing of the extensometrical spectra recorded.

For the imposed life of $N = 10^8$, atributing failure probability values included within the $Pd = 10^{-3}...10^{-8}$ interval — covering the range of some usual structures, respectively of great responsability — the corelation is established with maximal levels of allowable stresses and of the respective security rates.

The importance of correct choice is pointed out for the failure probability value, during the design/engineering reliability forecast phase, with major implications on structure sizing. Achieving structures with reduced own weight, with pertinent reliability indicators for operation security contributes to raise economical efficiency of transports, reducing materials consumption required in rolling stock construction and energy consumption in railway traction.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p, 396, fig., 1 tab., 12 ref.

DC : 621.791.16

Schuld, F., Unguru, I. : **Determining the size of the equivalent failure in ultrasonic examination through the method in tandem for welded joints of great thickness.**

The ultrasonic examination through the method in tandem specific to welded joints of great thickness meets the requirements for a concluding control in the conditions of an objective system of quantity and quality appreciation of failures.

For this test method, solution is given for a problem, concerning quantity appreciation of failures through the AVG — Method, frequently applied to tests with a single indicator.

Starting from the physical bases of ultrason transmission in the case of the test in tandem, with some simplifying hypotheses, the AVG-diagrams for quantity evaluation of failures are determined from the diagrams corresponding to the test method with a single indicator for the case of different constant rotes, between the emitter-reflector distance and the emitter-receiver one.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 402, 8 fig., 10 ref.

DC : 621.791.72

Dehelean, M. D., Pascu, Mihaela-Luminiţa : **Electron beam welding of the synchron housing on the second speed pinion of the ARO-240 car.**

The work studies the possibility of welding with electron beam the synchron housing on the second speed pinion of the ARO-240 car.

The basic materials used for are : 28 TMC 12 quenched and tempered surface carburized steel and OLC 45 quenched and tempered steel. The electron beam welding is carried out through the synchron housing wall. Following to the welding experiments, the heat treatment (preheating) necessary to welding has been established. The welded joints have been submitted to a metallographical analysis (macro and microscopical analysis, hardness measurement) and to a tensile shock test. In conclusion, the oportunity of applying electron beam welding to joining both components is appreciated.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr 8, p. 406, 10 fig., 4 tab., 5 ref.

DC : 621.791.75

Surgean, I., Radivoi, D., Panaitescu, R. : **Researches concerning the elaboration of ceramical flux for automatical multi-arc welding.**

The paper presents the researches and experiments effected in the welding materials lab of ISIM Timişoara, in order to obtain a welding flux replacing similar imported materials. The ceramical flux FC—R 28, resulted from the works effected is used to automatical multi-arc welding of low alloy naval steel with a multi-arc welding outfit on the Constantza shipbuilding yard. The results of the mechanical tests, effected with the Romanian flux are competing with those obtained with the flux recommended by the welding outfit furnisher, replacing the imported flux by a home produced one becoming thus possible.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 411, 5 fig. 6 tab., 2 ref.

DC : 621.791.927.75

Vaş, A. : **Considerations on the possibility of increasing energy in metal cutting with plasma arc.**

The factors limiting thicknesses which can be cut with plasma arc are presented. The main reason is the possibility to concentrate energy above certain limits. Further to this fact, cut width increases at the available outfit, reducing economical efficiency of plasma cutting process in large sections. Some conclusions can be drawn, showing the directions, in which plasma cutting researches of large sections are to be oriented.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 415, 7 fig., 6 tab., 8 ref.

DC : 621.791 : 621.18 : 621.642

Schultz, R. : **Productive welding technics applied in boiler and tank construction.**

The work includes welding technics for longitudinal and circular joints in boiler and tank bodies of carbon steel with sheet thickness of 12 and 20 mm. By establishing the welding technics, the aim was to increase welding productivity and to improve quality of weded joints. The longitudinal joints have been carried out by automatical welding under two passes flow and the circular ones through automatical welding under flow with halfautomatical root weldin in CO_2 environment.

A technological fabrication line for boiler and tank bodies is presented.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 423, 9 fig., 2 tab., 4 ref.

DC : 621.721.927.55 : 669.16

Vaş, A., Neamţu, Maria : **Researches concerning carbon steel cutting with air plasma.**

The paper includes a study, concerning economical efficiency of carbon steel cutting with air plasma, as well as the experimental results obtained by the Welding and materials testing Institute to this effect. The researches on the welding possibilities of steel with reduced carbon contents after air plasma cutting are presented, too. The study elaborated has the aim to determine the opportunity of using compressed air as plasmagenerating gas.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr 8, p. 426, 4 fig , 6 tab., 5 ref.

SOMMAIRE

DC : 621.791 : 669.14

Hrelescu, M., Pascu, R. : **La simulation des cycles thermiques au soudage de l'acier faiblement allié 13 CrMo 44.**

On y étude tant l'influence des cycles thermiques au soudage de l'acier en état normalisé, ainsi que le rôle du traitement thermique d'élimination des tensions internes, traitement appliqué aprés la simulation des cycles thermiques. Celle çi a été executée sur des probes prismatiques 11×11×55 mm au simulateur LS 1402–Smitweld (hautes temperatures : 1000°C, 1100°C, 1200°C, 1300°C et 1350°C) ; le temps derefroidissement se maintient constant dans le domaine de 800–500°C de 10 secondes. On y examine en ZIT tant des probes simulées (S), ainsi que des probes simulées et liberées de tension (S+TD), par l'intermédiaire de analyses métallographiques, essais de dureté HV 5, essais de fléchissement par choc et des analysés microfractographiques. On présente les résultats expérimentaux obtenus, en établissant une corrélation entre les hautes températures T_v et les duretés HV 5 de l'axe de simétrie de ZIT sur les probes S et S + TD, en indiquant à titre orientatif l'opportunité du traitement thermique d'élimination des tensions.

Construcţia de maşini, 29 (1977) ,no. 8, p. 377, 24 fig., 1 tab., 6 ref.

CD : 621.642

Safta, V., Morariu, S. : **Etude des causes d'avarie d'un récipient sphérique.**

On présente les éléments constructifs, les matériaux utilisés à la realisation du récipient et les conditions de fonctionnement et ensuite on développe le programme concernant les analyses structurales, fractographiques et les essais mécaniques effectués dans la région avariée. En partant des résultates obtenus, on fait une confrontation avec les prescriptions sur la qualité du matériel et les conditions d'exécution du récipient.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 381, 13 fig., 3 tab., 12 ref.

CD : 621.791.1

Kiesche, M. : **Le soudage WIG automatique des pièces de petites dimensions.**

Par la réalisation de l'appareil automatique de microsoudure on a résolu beaucoup de problèmes de microsoudure. On obtient ainsi une bonne uniformité des soudures. Par l'utilisation des eléments livrés par le commerce on assure les conitions pour l'introduction rapide dans la production. Le système de fixation des pièces de soudure doit être adapté aux conditions concrètes.

Construcţia de maşini, (29 1977), no. 8, p. 386, 8 fig., 8 ref.

CD : 621.791.755

Seidel, J. : **L'Efficacité de l'appliquation des procédés de soudage par plasma, avec arc tournant et électrogaz.**

On a utilisé les programmes de calcul de ZIS pour analyser les frais de fabrication pour réaliser une construction soudée quelconque, le cas d'une entreprise ayant deux équipes.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 388, 11 fig., 4 tab., 14 ref.

CD : 621 : 791.762.5

Lipa, M : **Conditions spéciales au soudage par fusion intermédiaire des tubes qui entrent dans la construction des paroismembrane.**

Le problème du soudage des tubes qui entrent dans la construction des chaudières diffère des systèmes à serpentin et des systèmes à parois membrane. La technologie de soudage par fusion intermédiaire, ainsi que le contrôl des assemblages sont assez prétencieux.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 392, 6 fig., 5 ref.

CD : 621.791

Raţiu, M., Schultz, T. : **L'analyse de la fiabilité prévisionnelle, du soudage des cadres de bogies de la voie ferrée.**

La probabilité de dérangement (Pd), comme indice de la fiabilité de la structure de résistance, s'estime sur la méthodologie simplifiée, appliquable dans le dimensionnement de la durabilité. L'analyse se fait sur l'investigation éxpérimentale du processus de sollicitation de l'exploitation et sous-séquent, du traitement statistique des spectres extensométriques enrégistrés. Pour la durabilité imposée de N = 10^8, aux valeurs du $P_d = 10^{-3} \ldots 10^{-8}$, on établit la corrélation avec les niveaux maximum des sollicitations admises et avec les coefficients de sécurité afférents. On met en évidance l'importance du choix judicieux de la valeur de la probabilité de déranjement, dans la phase de conception/projection.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 396, 8 fig., 1 tab., 12 ref.

CD : 621.791.16

Schuld, Fr., Unguru, I. : **La détermination de la grandeur du défaut équivalent à l'examination ultra-sonique par la méthode en tandem des assemblage soudés de grande épaisseur.**

En portant des bases phisiques de la transmission ultrasonique dans le cas de l'examination en tandem (avec certaines Rypothèses de simplification) les diagrammes AVG d'évaluation quantitative des défauts se détermine des diagrammes correspondantes à la méthodes d'examination avec un seul palpeur pour le cas des divers rapports constants, entre la distance émetteur – réflecteur et la distance émetteur – récepteur.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 402, 8 fig., 10 ref.

CD : 621.791.72

Dehelean, D. M., Pascu, Mihaela-Luminiţa : **Soudage par bombardement d'électrons de la carcasse sincron sur le pignon de la deuxième vitesse de l'autotourisme ARO-240**

Les principaux matériaux utilisés dans le soudage par bombardement d'électrons de la carcasse sincron sur le pignon de la deuxième vitesse de l'autotourisme ARO–240 sont l'acier 28 TM C 12 trempé et revenu, cémenté superficiellement et l'acier OLC 45 trempé et revenu. Le soudage par bombardement d'électrons est fait par le paroi de la carcasse sincron. À la suite des expérimentations on a établi le traitement thermique : le préchauffage.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no, 8, p. 406, 10 fig., 4 tab., 5 ref.

DC : 621.791.75

Surgean, L., Radivoi, D., Panaitescu, R. : **Recherches concernant l'élaboration du flux céramiques pour le soudage automatique avec arcs multiples.**

À ISIM Timişoara on a fait des expérimentations pour obtenir un flux de soudage qui remplace les matériaux similaires de l'import. Le flux céramique FC–28, résultat des travaux entrepris, est utilisé au soudage automatique,avec arcs multiples des aciers navals faiblement allies sur une installation de soudage avec arcs multiples au Chantier Naval de Constantza.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 411, 5 fig., 6 tab., 2 ref.

CD : 621.791.927.55

Vaş, A. : **Considérations sur la possibilité de croissance de l'énergie au découpage à l'arc de plasma.**

À cause de l'impossibilité de la concentration de l'énergie au-dessus de certaines limites, le nombre des épaisseurs qui peuvent être coupées par l'arc de plasma est réduit. Par conséquant, aux installations existantes la largeur de coupe croît, ce qu'il réduit l'efficacité économique du processus de découpage par plasma de grandes sections.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 8, p. 415, 7 fig., 6 tab., 8 ref.

CD : 621.791 : 621.18 : 621.642

Schultz, R. : **Technologies du soudage productives appliquées dans la construction des chaudières et des réservoirs.**

A la détermination des technologies de soudage (pour l'assemblage longitudinal et circulaire des corps des chaudières et des réservoirs en acier charbon ayant l'épaisseur de la tôle de 12 et 20 mm) on a suivi l'augmentation de la productivité au soudage et la croissance de la qualité des assemblages soudés. Les assemblages longitudinaux ont été réalisés par soudage automatique sous flux en deux étape set les assemblages circulaires par soudage automatique sous flux avec le soudage de la racine automatiquement en milieu de CO_2. On y présente, une ligne technologique de fabrication des corps des chaudières et des réservoirs

Construcţia de maşini, (92 1977), nr. 8, p. 423, 9 fig., 2 tab., 4 ref.

CD : 621.791.927.95 : 669.16

Vaş, A., Neamţu, Maria : **Recherches concernant le découpage par plasma d'air des aciers charbon.**

À l'Institut de Soudure et Essais de Matériaux on a obtenu de bons résultats dans le domaine du découpage par plasma d'air des aciers charbon. On a effectué aussi des recherches sur les possibilités de soudage des aciers avec contenu diminué en charbon après le découpage par plasma d'air.

L'etude dressé a comme but la détermination de l'opportunité de l'utilisation de l'air comprimé comme gaz plasmagène.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 8, p. 426, 4 fi.g, 6 tab., 5 ref.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 621. 791 : 669.14

Хрелеску, М., Паску, Р.: **Симуляция термических циклов у сварки стали 13 Cr Mo 44.**

Разрабатываются влияние термических циклов у сварки стали 13 Cr Mo 44 в нормализированном состояние (использованный на сооружение реципиентов в химической промышленность) и значение термообработки разрежения прикладная после симуляций термических циклов.

Симуляция термических циклов исполняется за присматические пробы 11×11×55 мм. у симулятора LS 1402 Smitweld (предельная температура: 1000°C, 1100°C, 1200°C, 1300°C и 1350°C) утверждав время охлаждения постоянное в интервале 800°—550° десяти секундов. Симулированные пробы и симулированно-разрежённые пробы (S+TD) рассматриваются металлографическими анализами, испытаниями твёрдости HV5, испытаниями продольного изгиба сквозь удар и микрофрактографическими анализами. Представляются опытные результаты и устанавливается корреляцию между предельными температурами Tv и твёрдостями HV5 из оси симметрии ZIT на пробах S и S+TD, показывав уместность термообработки разрежения.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 377, 24 фиг., 1 таб, 6 реф.

ДК: 621.642

Сафта, В., Морарну, Ст.: **Рассмотрение оснований повреждения одного шаровидного реципиента.**

В работе представлены результаты изысканий проведенных в виду выяснения причин, которые вели к выходу из строя сварного сферического реципиетна. С учётом конструктивных элементов, использованных для изготовления реципиента материалов и условий эксплуатации развивается программа исследований содержающая структуральные фрактографические анализы и механические в зоне аварии испытания. Полученные результаты сличаются с инструкциями по качеству материала и условиям изготовления реципиента.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 381, 13 фиг., 3 таб., 12 реф.

ДК: 621.791.1

Кише, М.: **Автоматическая сварка малоразмерных деталей.**

Осуществлением самодействующего представляемого механизма микросварки, даёт возможность разрешение некоторых вопросов микросварки. Получаются сварки одинакового качества и сквозь использованием элементов торговли обеспечиваются условия для быстрого введения на производстве.

Система задержания деталей для сварки приспособляется конкретным условиям.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 386, 8 фиг., 8 реф.

ДК: 621.791.755

Зайдел, И.: **Эффективность употребления процессов сварки с плазмой, с оборотно дугой и электрогаз.**

Разлагаются расходы производства для осуществления одных сварных соединений, в случае предприятия где работается в двух обменах.

Используются для это программы исчисления существующие у ZNC.

Construcţia de maşini, 29 (1977,) н. 8, стр. 388, 11 фиг., 4 таб., 14 реф.

ДК: 621.791.762.5

Липа, М.: **Специальные условия у сварки промежуточной плавкой трубок из строения стен-перепонка.**

Задача сварки трубок из устройства котёлов различается у системы с змеевиком и у системы с стеной-перепонка. Технология сварки промежуточной плавкой и проверка сва ных соединений — содержательно притязательнее во второй случае. Сообщение-из области прикладного исследования.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 392, 6 фиг., 5 реф.

ДК: 621.791

Рацю, М.; Шульц, Т.: **Анализ возможно надёжности сварок от клетей тележок железнодорожных.**

Представляется анализ расчётов для надёжной проверки продолжительности в разработке сварок строительства подвижного состава. Вероятность повреждения (B_{Π}) как указатель надёжности структуры сопротивления исчисляется с помощью упрощённого способа, применимой на расценке продолжительности. Над жный анализ высказывается для сварного соединения балкалонжерон тележки, тяжёлая, железнодорожная, сквозь исследованием процесса требования в эксплуатаций, и статическом рассмотрением экстензометрических спектров полученных.

Для продолжительности предписывания $N=10^2$, за вероятность повреждения $B_{\Pi}=10^{-2}$. . .10^{-2} (достаточно для обычных структур), устраивается корреляция с максимальными уровнями допуситмых нагрузок и с коэффициентами безопасности, причитающими.. Отмечается значительность выбора стоимости вероятности повреждения на фазе проектирования. Осуществление одных структур с сокращённым весом, с хорошей стоймость надёжности в разработке, обесечивает увеличение эффективности на разработке строительства подвижного состава.

Construcţia de maşini, (29) 1977, н. 8, стр. 396, 9 фиг., 1 таб., 12 реф.

ДК: 621.791.16

Шульд, Ф., Унгуру, И.: **Установление роста эквивалентного исследования с помошью методе в тэндеме сварных соединений большой толщины.**

Сверхзвуковое исследование сквозь метод в тэндеме, специфическое сварных соединений большой толщины, удовлетворяет потребности убедительного контроли в условиях объективной системы каличественнчй и качественной оценки дефектов.

Представляется каличественную оценку дефектов, с помощью способа AVG, метод приложенный часто к исследования с одинаковым осязателью.

Начинав от физических основ сверхзвуковом передачи, с помощью методе в тэндеме, диаграммы AVG каличественной оценки дефектов устанавливаются из диаграммов способа исследования с одинаковым осязателью для случая разных нейзменных соотношений между интервалом передатчик — рефлектор и интервалом передатчик — приёмник.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 402, 8 фиг., 10 реф.

ДК: 621.791.72

Дехелеан, Д.М., Паску, Луминица Габриела

Сварка электронным пучком синхронного каркаса на шестерне второй скорости легкового автомобили ARO—240.

Разрабатывается возможность сварки электронным пучком синхронного каркаса второй скорости легкового автомобили ARO —240. Главные используемые матерялы — сталь 28 TMC 12 закалённый и отпущённый, поверхностно цементированный, и сталь OLC 45 закалённый и отпущённый.

Сварка электронным пучком осуществляется через стеной синхронного каркаса. После экспериментов сварки устанавливается термообработка (предварительный нагрев) необходимая у сварки.

Сварные соединения рассматриваются металлографическим анализом (макроскопичный и микроскопический анализ, испытание твёрдости) и испытанием на разрыв сквозь удар.

Оценивается своевременность накладывания сварки электронным пучком у соединения двух реперов.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 406, 10 фиг., 4 таб., 5 реф

ДК: 621.791.75

Сурджеан, И., Радивой, Д., Панаитеску, Р.: **Расследования по отношению к керамическому флюсу для автоматической сварке с многими дугами.**

Представляется исследования и опытные результаты достигнутые в лабораторий сварных материалов института ISIM — Тимишоара для получения сварного флюса, дееспособный заменять однородные материалы из импорта: керамический флюс FC-R 28, результат этих исследований, используется у автоматической сварке с многими другами судных ле колегированных сталей на оборудование сварки с многими дуг ами у Судостроительной Верфи Констанца. Результаты механических испытаний с румынским флюсом — сравнимые с теми достигнутами флюсом заказным поставщиком оборудования сварки, позволяв замещение импортированного флюса с флюсом румынского производства.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 411, 5 фиг., 6 таб., 2 реф.

ДК: 621.791.927.55

Ваш, А.: **Рассмотрения на возможности развития энергии у резки с дугой плазмы.**

Представляются факторы которые устанавливают толщины резающие с дугой плазмы. Главное основание заключается в невыполнимость сосредоточивания энергий чрезмерно. Следовательно, у резки с существующими оборудованиями увеличает ширина порезы, что сокращает экономическую эффективность способа резки с дугой плазмы больших сечений.

Разъединяются некоторые выводы, которые показывают направления ориентирования исследований в область резки с дугой плазмы больших сечений.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 415, 7 фиг., 6 таб., 8 реф.

ДК: 621.791 : 621.18 : 621.642

Шульц, Р.: **Производительные технологии сварки приложенные у сооружения коотёлов и баков.**

Показываются технологий сварки для продольных соединений и циркулярных соединений тел котёлов и баков из углеродистой стали с толщиной жести 12 и 20 мм.

У поселения технологий сварки добиваются увеличение производительности и качества сварных соединений. Продольные соединения осуществляются сквозь автоматической сваркой под флюс из двух переходов, и циркулярные соединения сквозь автоматической сваркой под флюс с сварке корени полуавтоматически на среде угольного ангидрида.

Представляется технологическую линию изготовления тел котёлов и баков.

Construcţia de maşini, 29 (1977). н. 8, стр. 423, 9 фиг., 2 таб., 4 реф.

ДК: 621.791.927.55 : 669.16

Ваш, А., Неамцу, Мария: **Расследования относяшиеся к резке с плазмой воздуха углеродистых сталей.**

Разрабатываются экономическую эффективность резки плазмой воздуха углеродистых сталей и опытные результаты полученные у ISIM — Тимишоара.

Представляются исследования осуществляемые на возможности сварки сталей с сокращённым содержанием углерода после резки с плазмой воздуха.

Домогается определение своевременности использования сжатого возфдуха как газ плазмагенный.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 8, стр. 426, 4 фиг., 6 таб., 5 реф.

INHALTSVERZEICHNIS

DK: 621.791 : 669.14

Hrelescu, M., Pascu, R.: **Simulation der Warmzyklen bei Schweissung des schwach legierten 13 CrMo 44 Stahls.**

Die Arbeit studiert sowohl die Wirkung der Warmzyklen bei Schweissung des 13 CrMo 44 Stahls in normalisiertem Zustand (der in Rezipientenbau in der chemischen Industrie eingesetzt wird), wie auch die Rolle der, nach der Simulation der Warmzyklen angewandten, spannungsbefreienden Warmbehandlung. Die Simulation der Warmzyklen wurde auf prismatischen Proben von 11×11×55 mm auf dem LS 1402 — Smitweld Simulator ausgeführt (Spitzentemperaturen: 1000°C, 1100°C, 1200°C, 1300°C, und 1350°C), während man die Kühlungszeit konstant im Gebiet von 800°—500°C von 10 Sekunden hielt. Man überprüft im ZIT sowohl simulierten (S), wie auch simulierten und spannungsbefreiten (S + TD) Proben, durch metallographischen Analysen, Härteversuche HV 5, Schlagbiegungsversuche und mikrofraktografischen Analysen. Man gibt ordnungsweise die erzielten Versuchsergebnisse an und stellt endlich eine Korelation fest, zwischen den Spitzentemperaturen Tv und den Härten HV 5 von der Symmetrieachse des ZIT an den Proben S und S + TD, während man richtungsweise auf die Oportunität der spannungsbefreienden Warmbehandlung hinweist.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 377, 24 bild, 1 tab, 6 ref.

DK: 621.642

Safta, V., Morariu, S.: **Prüfung der Beschädigungsursachen eines Kugelbehälters.**

In der Arbeit sind die Ergebnisse der Forschungen für die Aufkläru g der Ursachen die zur Betriebsaussetzung eines geschweissten Kugelbehälters führten, dargestellt. Ausgehend von den Bauelementen und Werkstoffen die für die Erzeugung des Behälters angewandt wurden, sowie von den Arbeitsbedingungen es wurde ein Untersuchungsprogramm ausgearbeitet, welches Struktur- und fraktographische Analysen, sowie die Bestimmung der mechanischen Güteweite in der beschädigten Zone enthält. Es wird ein Vergleich zwischen den erhaltenen Ergebnissen und den vorgeschriebenen Gütewerten des Werkstoffes sowie der Arbeitsbedingungen des Kugelbehälters unternommen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 381, 13 bild, 3 tab., 12 ref.

DK: 621.791.1

Kiesche, M.: **Automatische Wolfram — Schutzgas — Schweissung von Kleinteilchen.**

Durch die Verwirklichung des beschriebenen Mikroschweissautomats, ist das Lösen vieler Mikroschweissfragen möglich geworden. Es ist vorteihaft, dass man Schweissungen einheitlicher Güte erreicht. Durch den Einsatz von handelsüblicher Elementen, sind die Bedingungen für rascher Betriebseinsatz gesichert. Das Aufspannungssystem der Schweissteilen muss zu den konkreten Bedingungen angepasst werden.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 386, 8 bild., 8 ref.

DK: 621.791.755

Seidel, J.: **Einsatzwirtschaftlichkeit der Schweissverfahren mit Plasma, Drehfeder und Elektrogas.**

Die Arbeit analysiert die Herstellungskosten einer Schweisskonstruktion, im Falle eines zweischichtlichen Bertiebs. Für diesen Zweck, wurden die beim ZIS vorhandenen Rechnerprogrammen verwendet.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 388, 11 bild, 14 ref.

DK: 621.791.762.5

Lipa, M.: **Sonderbedingungen bei Zwischenschmelzschweissung der bei Membranwandbau eingetretenen Rohren**

Die Frage der Rohrschweissung im Kesselbau wird gesondert gestellt in Serpentin- und im Membranwandsystemen. Sowohl die Zwischenschmelz — — Schweisstechnik, wie auch die Verbindungskontrolle sind im zweiten Fall viel anspruchsvoller. Die Mitteilung gehört zu dem Gebiet der angewandten Forschung.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 392, 6 bild, 5 ref.

DK: 621.791

Raţiu, M., Schultz, T.: **Analyse der Vorhersage — Zuverlässigkeit von Schweissungen in Eisenbahntruckgestellen.**

Man gibt eine Analyse der Zuverlässigkeits — Überprüfungsrechnungen der Betriebslebensdauer von Schweissungen in Rollmaterialbau, an. Die Bruchwahrscheinlichkeit der Festigkeitsstruktur wird mit einer in Festigkeitsdimensionierung einsetzbaren vereinfachten Methodologie geschätzt. Die Zuverlässigkeitsanalyse wird für eine Schwelle — Längsträger Schweissverbindung erläutert bei einen schweren Eisenbahndrehgestell, aufgrund von Versuchsermittlung des Beanspruchungvorgangs und infolge von statistischen Bearbeitung der registrierten extensometrischen Spektren. Für den vorgeschriebenen Lebensdauer von N = 10^8, indem man Bruchwahrscheinlichkeitswerte im Gebiet Pd=10^{-3} ... 10^{-8} zuordnet — das die Reihe der gewöhnlichen Strukturen, bzw. Strukturen grosser Verantwortlichkeit deckt — stellt man die Korelation mit den Höchstniveaus des zulässigen Beanspruchungen und mit den diesbezüglichen Sicherheitsfaktoren fest. Man betont die Wichtigkeit des richtigen Auswahls des Bruchwahrscheinlichkeitswertes, in der Konzipierungs- und Entwurfsphase von Zuverlässigkeitsvorhersage, mit grossen Auswirkungen auf Strukturbemessung. Die Erzeugung von Strukturen kleiner Eigengewicht, zu haltbaren Zuverlässigkeitrindikatoren für Betriebssicherheit trägt zu die Erhöhung des Transportwirtschaftlichkeits bei, in dem sie den von Rollmaterialbau benötigten Materialverbrauch und den Energieverbrauch in Eisenbahnzug vermindert.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 396, 8 bild 1, tab., 12 ref.

DK: 621.791.16

Schuld, F., Unguru, I.: **Ermittlung der Grösse des Äquivalentdefekts bei Ultraschallüberprüfung durch die Methode im Tandem von Schweiss-verbindungen grosser Dicke.**

Die Ultraschallprüfung durch die Methode in Tandem, die für Schweissverbindungen grosser Dicke spezifisch ist beantwortet die Erforderungen einer entscheidenden Kontrolle in den Bedingungen eines obiektiven Systems für Mengen- und Güteschätzung der Defekten.

Man gibt für diese Prüfungsmethode die Lösung der Frage an, über Mengenschätzung der Defekten durch die AVG-Methode, die oft zu Überprüfung mit einer einzigen Prüfkopfangewandt wird. Von den physischen Grundlagen der Ultraschalltransmission im Falle der Überprüfung in Tandem herausgehend, mit einigen vereinfachenden Hypothesen, ermittelt man die AVG-Diagrammen über Mengenbeschätzung der Defekten aus den Diagrammen der Prüfmethode, mit einem einzigen Prüfkopf für den Fall verschiedener Konstantverhältmissen, zwischen den Abständen Sender-Reflektor- und Sender-Empfänger.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 402, 8 bild, 10 ref.

DK: 621.791.72

Dehelean, D. M., Pascu, Mihaela-Luminiţa: **Das Schweissen mit Elektronenstrahlbündel von der Synchrongehäuse auf dem 2. Geschwindigkeitsritzel bei dem ARO-240 PKW.**

Man studiert die Möglichkeit von Elektronenstrahlschweissen von der Synchrongehäuse auf dem. 2. Geschwindigkeitsritzel bei dem ARO-240 PKW. Die verwendeten Hauptmaterialien sind: 28TMC12 gehärteter und nachgelassener, oberflächlich zementierter und OLC 45 gehärteter und nachgelassener Stähle. Das Elektronenstrahlschweissen wird durch den Synchrongehäusewand vorgenommen. Infolge der Schweissversuche, stellte man die zur Schweissung nötige Heissbehandlung (Vorheizung) fest.

Die Schweissverbindungen wurden einer metallographischen Analyse (makro- unde mikroskopische Analyse, Härtemessungen) und einer Stossbruchversuche unterworfen. Man schätzt also die Oportunität des Einsatzes der Elektronenstrahlschweissung in der Verbindung beider Zeichen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 406, 10 bild., 4 tab., 5 ref.

DK: 621.791.95

Surgean, I., Radivoi, D., Panaitescu, R.: **Forschungen über die Gewinnung der keramischen Flusses für automatischen Mehrbogenschweissung.**

Die Mitteilung beschreibt die im ISIM Timişoara Schweissmateriallabor unternommenen Forschungen und Versuche, um einen Schweissfluss zu erhalten, der ähnliche Einfuhrstoffe ersetzen mag. Der keramische Fluss FC—R 28, Ergebnis der vorgenommenen Arbeiten wird zu automatischen Mehrbogenschweissung von schwach legierten Schiffbaustahl mit einer Mehrbogen Schweisseinrichtung in dem Constanţa Werft, eingesetzt. Die Ergebnisse der ausgeführten mechanischen Versuche mit dem rumänischen Fluss sind mit denjenigen vergleichbar, die man mit dem von dem Lieferanten der Schweisseinrichtung empfohlenen Fluss erzielt, so dass das Ersetzen des Einfuhrflusses mit einem inländischen sich als möglich erwiess.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 411, 5 bild, 6 tab., 2 ref.

DK: 621.791.927.55

Vaş, A.: **Überlegungen über die Zuwachsmöglichkeit der Schneidenergie mit Plasmabogen.**

Man zeigt die Beschränkungsfatkoren für die mit Plasmabogen zerschneidbaren Dicken. Die Hauptursache besteht aus der Möglichkeit, Energie über gewissenen Grenzen zu konzentrieren. Infolge dessen, bei den vorhandenen Einrichtungen wächst die Schnittbreite, was die Wirtschaftlichkeit des Plasmaschneidverfahrens grosser Querschnitte vermindert. Manche Folge lassen sich aus der Arbeit zieben, die die Richtungen zeigen, in welche man die Plasmaschneidforschungen grosser Querschnitte richten mag.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 415, 7 bild, 6 tab., 8 ref.

DK: 621.791 : 621.18 : 621.642

Schultz, R.: **Bei Kessel- und Reservoirbau angewandte produktive Schweisstechniken.**

Die Arbeit umfasst Schweisstechniken für longitudinale und zirkulare Verbindung von Kessel- und Reservoirkörper aus Kohlenstoffstahl mit Bleehdicke von 12 und 20 mm. Bei der Festlegung der Schweisstechniken verfolgte man die Erhohung der Schweissproduktivität und der Güte der Schweissverbindungen. Die longitudinale Verbindungen wurden durch automatischen Schweissen unter zweidruchgängigen Fluss und die zirkulare Verbindungen durch automatischen Schweissen unter Fluss mit halbautomatischen Wurzelschweissung in CO_2 Medium ausgeführt.

Man beschreibt eine technologische Fabrikationsstrasse für Kessel- und Reservoirkörper.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 423, 9 bild, 2 tab., 4 ref.

DK: 621.791.927 :55 : 669.16

Vaş, A., Neamţu, Maria: **Forschungen über Luftplasmaschneiden von Kohlenstoffstahl.**

Die Arbeit enthält ein Studium über die Wirtschaftlichkeit des Luftplasmaschneidens von Kohlenstoffstahl sowie auch die vom dem Schweiss- und Stoffversuchsinstitut in diesem Gebit erzielten Versuchsergebnisse. Man beschreibt auch die Forschungen über die Schweissmöglichkeit von Stählen, mit minderen Kohlstoffgehalt nach Luftplasmaschneiden. Das Studium hat als Zweck die Ermittlung der Oportunität des Einsatzes von Druckluft als Plasmageneratorgas.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 8, S. 426, 4 bild, 6 tab., 5 ref.

CZ : 621.791 : 669.14

Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 13 CrMo 44

Dr. ing. Mircea **HRELESCU**, ing. Romulus **PASCU** — Institutul de sudură şi încercări de materiale (ISIM) — Timişoara

Studiul comportării metalurgice la sudare a oţelului 13 CrMo 44, în stare normalizată (*N*), folosit în construcţia recipienţilor din industria chimică, presupune, printre altele, examinarea influenţei ciclurilor termice de la sudare şi a tratamentului termic de detensionare (*TD*) asupra transformărilor structurale din zona influenţată termic (*ZIT*) a îmbinărilor sudate [1]. În cadrul acestei lucrări se studiază transformările din *ZIT* la oţelul considerat, prin simularea unor cicluri termice (cazul *S*) şi prin suprapunerea peste aceste cicluri a unui tratament termic de detensionare (cazul *S* + *TD*) S-au considerat cicluri termice simulate avînd următoarele caracteristici (fig. 1a) :

— temperaturi de vîrf *Tv* variabile şi anume 1000, 1100, 1200, 1300 şi 1350°C ;

— atingerea temperaturii de vîrf *Tv* considerate într-un timp de încălzire de 10 secunde ;

— viteze de răcire ale *ZIT*, în intervalul de temperaturi 800—500°C, constante şi anume 30°C/s ($\Delta t_{800-500}$ = 10 s).

Detensionarea s-a executat la temperatura de 600°C, timp de 4 ore, conform diagramei din figura 1 b. Simularea ciclurilor termice s-a efectuat pe epruvete prismatice de 11 × 11 × × 55 mm, cu aparatul Smitweld LS 1402. Epruvetele corespunzătoare cazurilor *S* şi *S* + *TD* au o extindere a $ZIT(L_{ZIT})$ variabilă, în funcţie de *Tv* considerată şi aplicată în secţiunea *A* — *A* a epruvetelor (fig. 1 c).

Metodica de cercetare utilizată cuprinde analize metalografice prin microscopie optică şi electronică, determinări ale extinderii $ZIT(L_{ZIT})$ şi ale durităţii HV_5 în lungul liniei *B* — *B* (fig. 1c), încercarea rezistenţei la încovoiere prin şoc pe epruvete cu crestătură în *V* şi analiza microfractografică a suprafeţei de rupere.

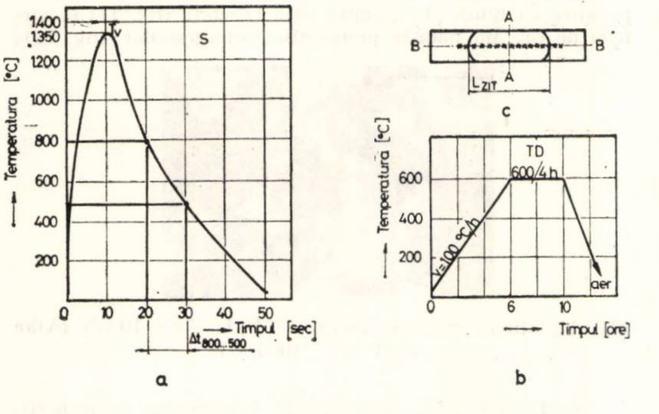


Fig. 1. Ciclul termic (*S*), tratamentul termic (*TD*) şi tipu probei.

Studiu experimental

Oţelul 13 CrMo 44, cu grosimea de 15 mm a avut compoziţia chimică 0,16 %C —0,15 %Si — — 0,48 % Mn — 0,017 % P — 0,020 S% — 0,77 % Cr — 0,47 %Mo — 0,02 % V — 0,05 %Nb, ce se încadrează în limitele prescrise în *DIN* 17.335. Structura sa este ferito-perlitică cu granulaţie fină (fig. 2 şi 3), cu carburi de Cr şi Mo distribuite uniform în masa feritică (fig. 4). Metalul de bază considerat are duritatea cuprinsă între 144 —152 *HV*5 şi energia medie de rupere la încovoierea prin şoc la 20°C de 174 *J*.

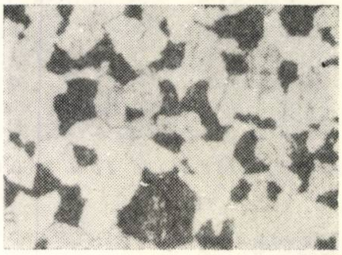


Fig. 2. Microstructura oţelului 13 CrMo 44 (*N*) (Atac Nital 2%, 500 ×)

Fig. 3. Microstructura oţelului 13 CrMo 44 (*N*) (Atac Nital 2%, 1000 ×)

Fig. 4. Microstructura oţelului 13 CrMo 44 (*N*) (Atac Nital 1%, 7800 ×)

Cercetarea metalografică a probelor simulate (S) a evidenţiat următoarele transformări structurale :

— la *Tv* = 1000°C şi 1100°C, structurile obţinute sînt ferito-perlitice granulate, cu tendinţe de descompunere a perlitei (fig. 5), şi cu carburi de Cr, Mo în masa de bază feritică (fig. 6) ;

— la $Tv = 1200°C$ structura este de asemenea ferito-perlitică, dar cu tendinţe de descompunere a perlitei mai mari decît la $Tv = 1000°C$. Perlita este fin dispersată în masa feritică fapt relevat în figura 7. În masa feritică sînt de asemenea fin dispersate carburile de Cr, Mo. (fig. 8);

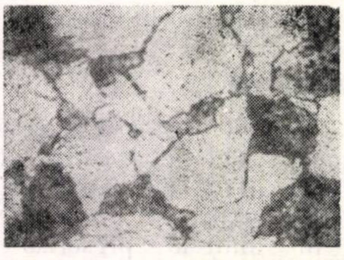


Fig. 5. Microstructură ZIT (*S*) la $Tv = 1000°C$ (Atac Nital 2%, 1000 ×)

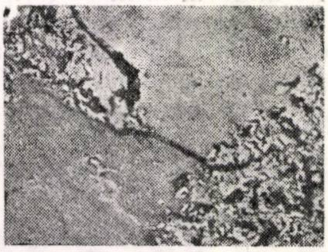


Fig. 6. Microstructură ZIT (*S*) la $Tv = 1000°C$ (Atac Nital 1%, 7800 ×)

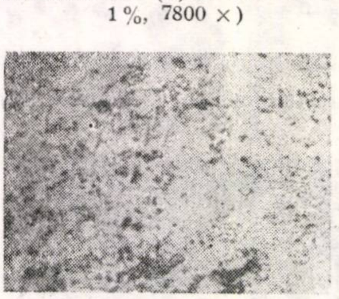


Fig. 7. Microstructură ZIT (*S*) la $Tv = 1200°C$ (Atac Nital 2%, 1000 ×)

Fig. 8. Microstructură ZIT (*S*) la $Tv = 1200°C$ (Atac Nital 1%, 7800 ×)

— la $Tv = 1300°C$ şi 1350°C structurile ferito-perlitice prezintă ace bainitice (fig. 9). Carburile de Cr, Mo sînt foarte fine şi uniform distribuite în masa feritică (fig. 10).

Analizele metalografice au relevat următoarele:

a. La încălzire în domeniul temperaturilor de vîrf *Tv*, considerate, are loc transformarea feritei în austenită — — prin procese de germinare şi creştere — şi dizolvarea incompletă în austenită a carburilor de Cr, Mo. Cu cît *Tv* este mai mare cu atît aceste fenomene sînt mai activate termodinamic, în sensul scăderii duratei de transformare şi creşterii cantităţii de carburi de Cr, Mo dizolvate în ferită [2].

b. La răcire austenita se transformă în ferită şi perlită (fig. 5 şi 7) sau în ferită, perlită cu bainită (fig. 9), iar carburile de Cr, Mo dizolvate în austenită se vor repartiza în masa feritică (fig. 6, 8, 10).

Fig. 9. Microstructură ZIT (*S*) la $Tv = 1350°C$ (Atac Nital 2%, 1000 ×)

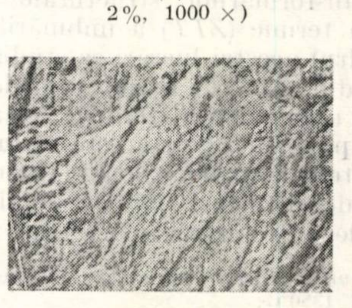


Fig. 10. Microstructură ZIT (*S*) la $Tv = 1350°C$ (Atac Nital 1%, 7800 ×)

c. Deplasarea lui *Tv* către valori ridicate conduce la mărirea lungimii L_{ZIT} şi anume:

Tabelul 1

Temperatura de vîrf *Tv* (°C)	Lungimea ZIT L_{ZIT} (mm)
1000	8
1100	10
1200	18
1300	22
1350	24

În cazul probelor simulate şi supuse tratamentului termic de detensionare ($S + TD$), analiza metalografică scoate în evidenţă următoarele:

— la $Tv = 1000°C$ şi 1100°C tructurile obţinute sînt ferito-perlitice cu limite de grăunte bine reliefate (fig. 11) şi carburi de Cr, Mo plasate preferenţial intergranular (fig. 12);

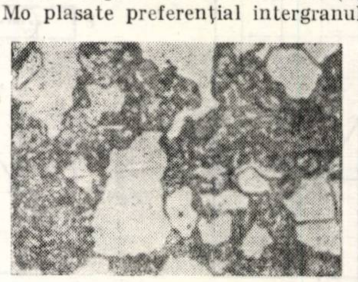


Fig. 11. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1000°C$ (Atac Nital 2%, 1000 ×)

— la $Tv = 1200°C$ structura este de asemenea ferito-perlitică cu grăunţi neuniformi şi plaje feritice (fig. 13), carburile de Cr, Mo plasîndu-se inter şi intragranular (fig. 14);

— la $Tv = 1300°C$ structurile decelate sînt ferito-perlitice cu grăunţi puternic neuniformi (fig. 51) şi carburi de Cr, Mo înglobate în general în masa feritică (fig. 16).

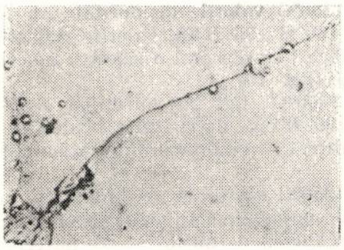


Fig. 12. Microstructură ZIT $(S + TD)$ la $Tv = 1000°C$ (Atac Nital 1%, 7800 ×)

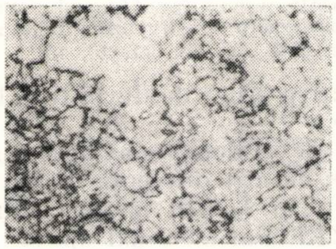


Fig. 13. Microstructură ZIT $(S + TD)$ la $Tv = 1200°C$ (Atac Nital 2%, 1000 ×)

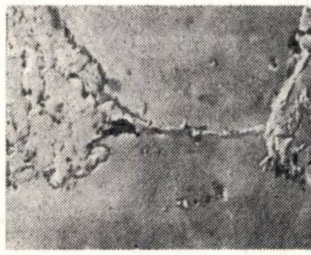


Fig. 14. Microstructură *ZIT* $(S + TD)$ la $Tv = 1200°C$ (Atac Nital 1%, 7800 ×)

Fig. 15. Microstructură *ZIT* $(S + TD)$ la $Tv = 1350°C$ (Atac Nital 2%, 1000 ×)

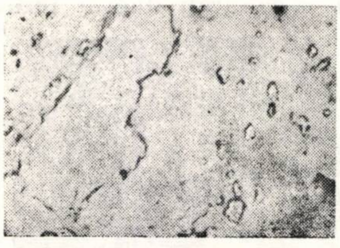


Fig. 16. Microstructură *ZIT* $(S + TD)$ la $Tv = 1350°C$ (Atac Nital 1%, 7800 ×)

Experimentările au arătat că prin creşterea lui Tv se accentuează şi neuniformitatea grăunţilor feritici, fenomen exemplificat în cazul temperaturilor de vîrf $Tv = 1000°C$, $1200°C$ şi $1350°C$ (fig. 11, 13, 15).

Încercările de duritate $HV5$ pe probele S s-au efectuat pe direcţia reprezentată în figura 1 c. Variaţia de duritate prezentată în figurile 17...21 arată următoarele:

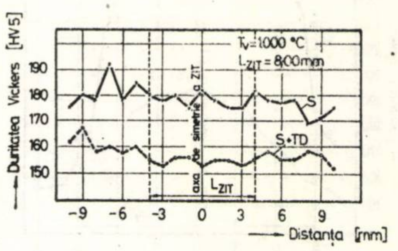


Fig. 17. Variaţia durităţii $HV5$ funcţie de distanţă la $Tv = 1000°C$

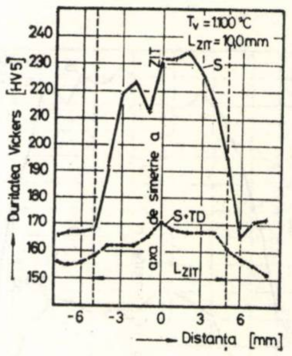


Fig. 18. Variaţia durităţii $HV5$ funcţie de distanţă la $Tv = 1100°C$

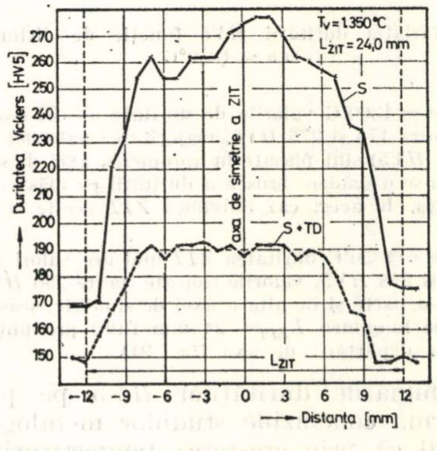


Fig. 19. Variaţia durităţii $HV5$ funcţie de distanţa la $Tv = 1200°C$

— la $Tv = 1000°C$ valorile de duritate ale *ZIT*-ului sînt cuprinse între 175 şi 190 $HV5$, valoarea medie de 180 $HV5$ fiind atinsă practic pe toată lungimea L_{ZIT} de 8 mm (fig. 17);

— La $Tv = 1100°C$ valorile de duritate ale *ZIT*-ului sînt cuprinse în plaja de valori de 170—230 $HV5$, valorile de peste 200 $HV5$ fiind plasate în apropierea axei de simetrie, duritatea scăzînd lent pe $L_{ZIT} = 10$ mm (fig. 18);

— la $Tv = 1200°C$ duritatea *ZIT*-ului este cuprinsă între 180 și 270 *HV*, maximele de duritate fiind practic atinse în axa de simetrie; se observă o scădere bruscă a durității pe lungimea L_{ZIT} de 18 mm pe măsura depărtării de axă, (fig. 19);

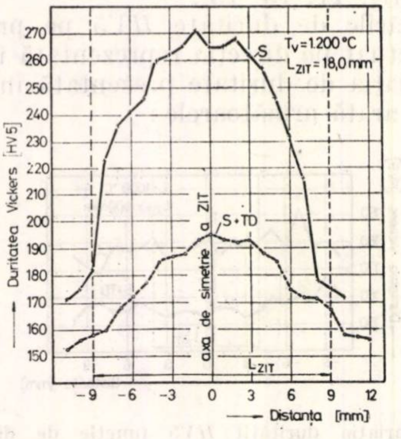


Fig. 20. Variația durității *HV*5 funcție de distanță la $Tv = 1300°C$

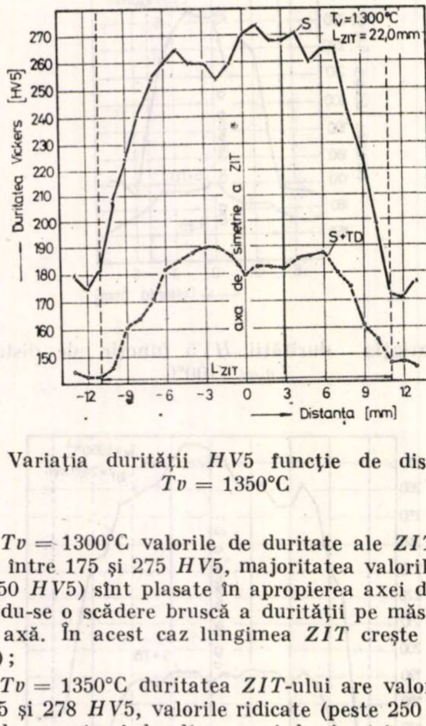


Fig. 21. Variația durității *HV*5 funcție de distanță la $Tv = 1350°C$

— la $Tv = 1300°C$ valorile de duritate ale *ZIT*-ului sînt cuprinse între 175 și 275 *HV*5, majoritatea valorilor ridicate (peste 250 *HV*5) sînt plasate în apropierea axei de simetrie, observîndu-se o scădere bruscă a durității pe măsura depărtării de axă. În acest caz lungimea *ZIT* crește la 22 mm (fig. 20);

— la $Tv = 1350°C$ duritatea *ZIT*-ului are valori cuprinse între 175 și 278 *HV*5, valorile ridicate (peste 250 *HV*5) sînt plasate de-o parte și de alta a axei de simetrie, scăderea de duritate pe lungimea $L_{ZIT} = 24$ mm fiind pronunțată tot pe măsura depărtării de axă (fig. 21).

Determinările durităților *HV*5 pe probele *S* confirmă concluziile studiilor metalografice, în sensul că prin creșterea temperaturilor de vîrf *Tv* se obțin structuri mai dure. Astfel valorile maxime ale durității cresc de la 190 HV5 pentru $Tv = 1000°C$, la 278 *HV* 5 pentru $Tv = 1350°C$.

Încercările de duritate *HV*5 pe probele $S + TD$ cu variațiile de duritate prezentate tot în figurile 17 ... 21 relevează următoarele:

— la $Tv = 1000°C$ și 1100°C duritatea *ZII*-ului ete cuprinsă între 155 și 170 *HV*5, valoarea medie de 160 *HV*5 repartizîndu-se practic uniform pe toată lungimea *ZIT*-ului (fig. 17 și 18).

— la $Tv = 1200°C$ valorile de duritate ale *ZIT*-ului sînt cuprinse între 160 și 195 *HV*5, valorile ridicate fiind atinse în axa de simetrie; se observă o scădere lină a durității pe lungimea L_{ZIT} (fig. 19).

— la $Tv = 1300°C$ (fig. 20) duritatea *ZIT*-ului variază între 145 și 190 *HV*5, majoritatea valorilor fiind peste 190 *HV*5; se observă o scădere pronunțată a durității pe lungimea L_{ZIT}.

— la $Tv = 1350°C$ duritatea *ZIT*-ului este cuprinsă între 150 și 195 *HV*5, majoritatea valorilor oscilînd în jurul valorii de 190 *HV*5. Scăderea de duritate este puternic pronunțată pe lungimea *ZIT*-ului (fig. 21).

— la $Tv = 1000°C$ și 1100°C valorile de duritate maxime sînt de 170 *HV*5 pe cînd la $Tv = 1200°C$, 1300°C și 1350°C aceste valori sînt de 190 *HV*5 fapt ce arată că odată cu creșterea lui *Tv* crește și duritatea *ZIT*-ului. Totodată aceste valori sînt în concordanță cu structurile ferito-perlitice obținute pe probele $S + TD$ (fig. 11, 13, 15).

Pe baza încercărilor de duritate *HV*5 rezultă următoarele:

a. Cu cît *Tv* se deplasează spre temperaturi mai ridicate, cu atît diferența dintre duritatea probelor *S* și $S + TD$, măsurată în axa de simetrie a *ZIT*-ului este mai mare.

b. La același *Tv*, aspectul curbelor de variație a durităților pentru probele *S* și $S + TD$ este asemănător.

c. Tratamentul termic de detensionare conduce la scăderea durităților din *ZIT*, la valori cuprinse între 170 –190 *HV*5 și la diminuarea influenței vîrfului de temperatură a ciclurilor termice de la sudare.

Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete *ISO* –*V* din probele $S + TD$ la temperatura de 20°C arată că valorile energiei de rupere sînt cuprinse între 160 și 180 J, la diferitele *Tv* neexistînd diferențe sensibile (fig. 22).

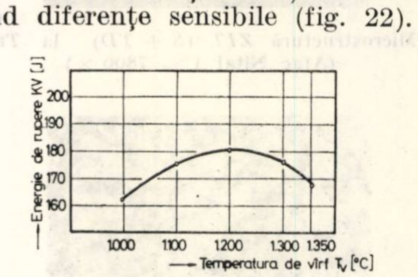


Fig. 22. Variația energiei de rupere funcție de *Tv*

Totodată pentru fiecare *Tv* suprafețele de rupere au un aspect ductil (*S*) (fig. 23) demonstrînd că structurile obținute sînt formate din constituenți structurali ductili ferito-perlitici.

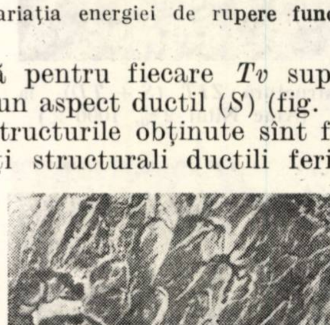


Fig. 23. Microfractografie *ZIT* la $Tv \times 1300°C$ (3000 ×)

Concluzii

În cazul oțelului 13CrMo44 (starea *N*) ridicarea temperaturii de vîrf *Tv* produce în *ZIT* (probele *S*) structuri ce nu sînt fragile, cu durități pe axa de simetrie cuprinse între 182

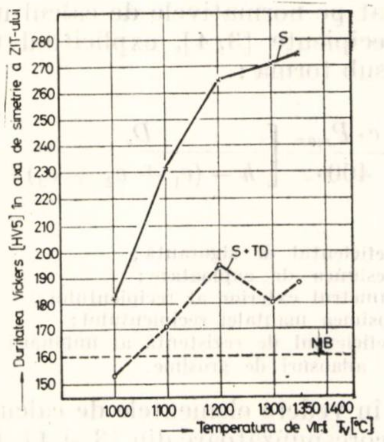


Fig. 24. Variația durității *HV*5 funcție de temperaturile de vîrf *Tv* la oțelul 13 CrMo 44.

și 274 *HV5* (sub 350 *HV5*). Tratamentul termic de detensionare la 600°C (probele *S + TD*) pentru toate temperaturile de vîrf *Tv*, uniformizează în ZIT structurile, reducînd duritățile *HV5* la nivelul metalului de bază în plaja de valori 153 ... 193 *HV5*, fiind astfel oportun în îmbunătățirea structurii influențate de ciclurile termice de la sudare (fig. 24).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Vinckier, A.G.* : Heat affected zone cracking in low alloy steels during stress relief heat treatmens, DOC. IIS–X–674–72.

[2] *Mantea, S., Dulamita, T.* : Teoria și practica tratamentelor termice, Editura tehnică, București, 1966.

[3] *Uwer, D., Degenkolbe, J.* : Therma l cycles in arc welding calculation of cooling times, DOC. IIS–IX–987–76.

[4] *Henry, G., Plateau* : La microfractographie, Editions Métaux, IRSID Paris.

[5] *Nakamura, M., Naiki, T., Okabagashi, M.* : Stress-relief cracking in heat affected zone, DOC. IIS–IX–649–69.

[6] *Ilo, Y., Nakanishi, M.* : Study on stress relief cracking in welded low alloy steels, Sumitomo Search 7, 1972, 5, p. 27.

CZ : 621.642

Examinarea motivelor defectării unui recipient sferic în vederea creșterii fiabilității sale

Dr. ing. V. SAFTA, ing. St. MORARIU – Institutul de sudură și încercări de materiale (ISIM) – Timișoara

Elementele constructive

Recipientul analizat, cu diametrul interior de 1350 mm a fost realizat din două calote sferice (fig. 1) îmbinate ecuatorial prin sudură în formă de U, fără completare la rădăcină. Grosimea materialului calotelor a fost de 44 mm. Racordul la instalație s-a realizat prin două flanșe forjate, cu diametrul exterior de 400 mm, diametrul interior de 110 mm și grosimea de 105 mm. Îmbinarea dintre flanșă și calote s-a realizat prin sudură electrică manuală circumferențială în plane paralele cu planul ecuatorial, avînd secțiunea în formă de U, cu completare la rădăcină.

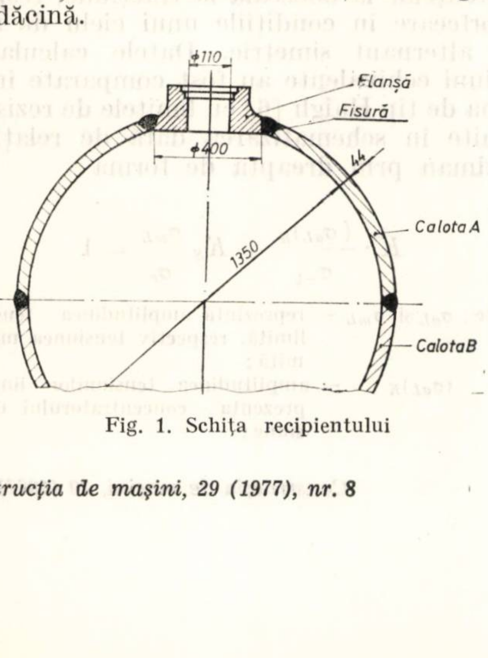


Fig. 1. Schița recipientului

Materialul

Materialul utilizat – atît pentru calote cît și pentru flanșe – a fost un oțel cu granulație fină, sudabil, de tip St E 51, livrat în stare normalizată, conform normelor [1, 2], avînd garantate la grosimile utilizate următoarele caracteristici :

maximum 0,21 % *C* ;
σ_r = 62–79 daN/mm² ;
$\sigma_{c\ min}$ = 48 daN/mm² ($\sigma_{c\ min}$ = 42 daN/mm² la 100°C) ;
$\delta_{5\ min}$ = 16 % ;
unghiul de îndoire pe dorn $d = 3a$ = 180°C ;
$KCV_{longit.min}$ = 6 daJ/cm² la 20°C.

Elementele de funcționare

Regimul de lucru al recipientului și condițiile de funcționare au fost următoarele :

– presiunea interioară p_i = 170...230 daN/cm² ;
– presiunea exterioară p_e = 1 daN/cm² a mediului ambiant
– temperatura exterioară t = 20...25°C ;
– fluidul de lucru, emulsie de ulei, temperatura de maximum 80°C.

Descoperirea avariei

Avaria s-a produs prin propagarea instantanee a unor fisuri primare, exclusiv în calota superioară, care au condus la exploatarea recipientului și ca urmare la sfîșierea acestuia pe

lungimi de 500 ... 1000 mm. Fisurarea a început la marginea sudurii circulare de îmbinare dintre calotă și flanșă dinspre partea interioară a recipientului (fig. 2). În locul de amorsare a ruperii suprafața de rupere, cu aspect neted, a prezentat un contur semieliptic cu lungimea de 160 mm și lățimea de 84 mm.

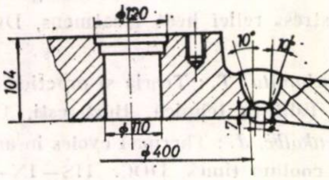


Fig. 2. Secțiune prin zona de racordare flanșă-calotă

Investigațiile efectuate

Cercetările întreprinse în vederea stabilirii cauzelor avariei au cuprins :

- calculul tensiunilor de contur în zona de racord calotă-flanșă ;
- analiza macrografică ;
- analiza metalografică ;
- analiza microfractografică ;
- încercări de duritate și microduritate ;
- încercări de încovoiere dinamică.

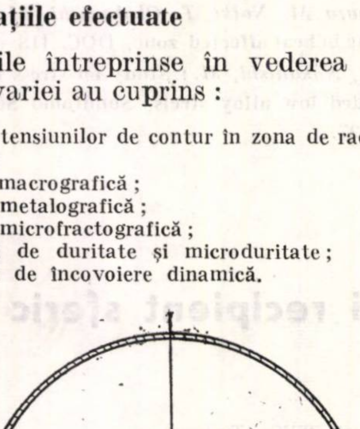


Fig. 3. Schița de prelevare a cupoanelor pentru probe

Ca materiale de analiză au servit cupoanele 1, 2 și 3 prelevate direct din recipient conform schiței din figura 3.

Verificarea nivelului de solicitare a recipientului

Calculul de verificare a nivelului de solicitare a recipientului s-a efectuat în zona îmbinării sudate dintre flanșă și calotă sferică, susceptibilă de tensiuni locale mari datorită efectului de concentrare a tensiunii în urma variației de formă și a prezenței sudurii. S-au utilizat următoarele ipoteze de calcul :

a. sarcina acționează static la nivelul presiunii maxime de lucru ;

b. sarcina acționează ciclic între valoarea zero și presiunea maximă, caz cu totul acoperitor dacă se ține seama că în exploatare presiunea variază de fapt între p_{min} și p_{max} la un grad de asimetrie destul de ridicat ($p_{min}/p_{max} \neq 0$).

Calculul de verificare la solicitare statică

S-a axat pe normativele de calcul în vigoare pentru recipiente [3, 4], explicitind tensiunea efectivă sub forma :

$$c \cdot \sigma_{ef} = \frac{c \cdot P_{max}}{400 \cdot z}\left[\frac{D_e}{h-(c_1+c_2+c_3)} - 1\right] \qquad (1)$$

unde :

c este coeficientul de siguranță ;
p — presiunea de exploatare ;
D_e — diametrul exterior al recipientului ;
h — grosimea mantalei recipientului ;
z — coeficientul de rezistență al îmbinării sudate ;
c_1, c_2 c_3 — adaosuri de grosime.

Avînd în vedere elementele de calcul precum și datele corespunzătoare din [3 și 4] ($c = 1{,}5$; $z = 0{,}8$ și $\sum_{1}^{3} c = 2$ mm), rezultă

$c \cdot \sigma_{ef} = 36$ daN/mm² $< \sigma_{c\,min} = 42$ daN/mm²
ceea ce implică :

$$c_{ef} > 1{,}5$$

Calculul de verificare la solicitări variabile.

S-a efectuat luînd în considerare starea de solicitare plansimetrică din învelișul sferic, în particular conform ipotezei $\sigma_1 = \sigma_2 = \frac{pD}{4h}$.

Pentru stabilirea tensiunii echivalente s-a utilizat criteriul Stullen-Cumings, o adaptare a criteriului tensiunilor tangențiale maxime la datele experimentale existente pe plan mondial [5], explicitat în forma :

$$\sigma_{ech} = \sigma_1 - \lambda \cdot \sigma_2 \qquad (2)$$

în care :

$$\lambda = \frac{\sigma_{-1}}{\tau_{-1}} - 1 \qquad (3)$$

În relația (3) σ_{-1} și τ_{-1} reprezintă limitele rezistențelor la oboseală la tracțiune, respectiv la forfecare în condițiile unui ciclu de solicitare alternant simetric. Datele calculate în tensiuni echivalente au fost comparate în diagrama de tip Haigh [6] cu limitele de rezistență definite în schematizarea dată de relația lui Goodman prin dreapta de forma :

$$K \cdot \frac{(\sigma_{aL})_K}{\sigma_{-1}} + K_S \frac{\sigma_{mL}}{\sigma_r} = 1 \qquad (4)$$

în care : σ_{aL} și σ_{mL} — reprezintă amplitudinea tensiunilor limită, respectiv tensiunea medie limită ;
$(\sigma_{aL})_K$ — amplitudinea tensiunilor limită în prezența concentratorului de tensiune ;

σ_{-1} — rezistența la oboseală la tracțiune;
σ_r — rezistența la ruperea statică;
K — coeficientul de concentrare la oboseală
K_S — coeficientul de concentrare static.

Luînd acoperitor, conform [6], pentru $\sigma_{-1} = 0{,}35 \cdot \sigma_r$ și $\tau_{-1} = 0{,}25 \cdot \sigma_r$, respectiv pentru $K = 2{,}5$, [6] și $K_S = 1$, s-au determinat următoarele valori intermediare:

$\lambda = 0{,}4$
$\sigma_{1,2\,min} = 0$
$\sigma_{1,2\,max} = 17{,}5$ daN/mm²
$\sigma_{ech\,a} = 5{,}25$ daN/mm²
$\sigma_{ech\,m} = 5{,}25$ daN/mm²

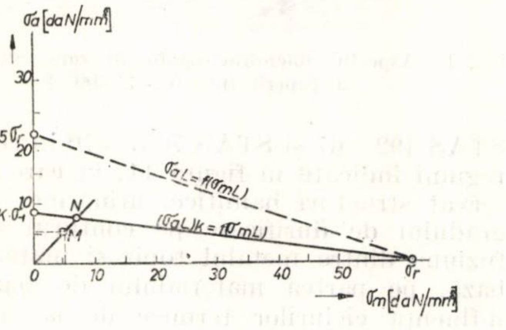


Fig. 4. Diagrama rezistențelor limită la oboseală

Prin transpunerea datelor calculate în diagrama din figura 4 (punctul M), rezultă un coeficient de siguranță acoperitor:

$$c = \frac{\overline{ON}}{\overline{OM}} \cong 1{,}5 .$$

Analiza macrografică.

Examinarea suprafețelor de rupere ale cuponului 2 (fig. 3), adiacent unei rupturi primare, a indicat două zone de rupere distincte:

— o zonă de rupere progresivă cu un caracter specific ruperii prin oboseală (fig. 5), în care se pot observa liniile de întărire;

— o zonă de rupere tipic cvasifragilă (fig. 6), caracterizată prin striațiuni specifice înclinate, care se intersectează aproximativ în mijlocul grosimii tablei, avînd ca amorsă fisura propagată progresiv.

Fig. 5. Aspectul suprafeței de rupere în zona de amorsare a fisurii

Analiza metalografică.

Analiza metalografică a materialului de bază a celor două calote sferice și a flanșei superioare, efectuată în secțiuni radiale pe probe prelevate din cuponul 2 și 3, evidențiază următoarele:

Fig. 6. Aspectul suprafeței de rupere în zona de propagare a ruperii

— Calota superioară A prezintă o pronunțată structură secundară în șiruri, ferito-perlitică (fig. 7) de punctaj 4 după STAS 7626—66. Mărimea grăuntelui real se încadrează în punctaj 6, conform STAS 5490—71.

— Calota inferioară B prezintă o structură de normalizare; zonele în care efectul normalizării este cel mai defavorabil indică o structură secundară în șiruri, de punctaj 2, STAS 7626—66 (fig. 8). Mărimea grăuntelui real conform STAS 5490—71 este 9—10.

— Flanșa superioară prezintă o structură de normalizare (fig. 9); mărimea grăuntelui real, conform STAS 5490—71, este 9—10.

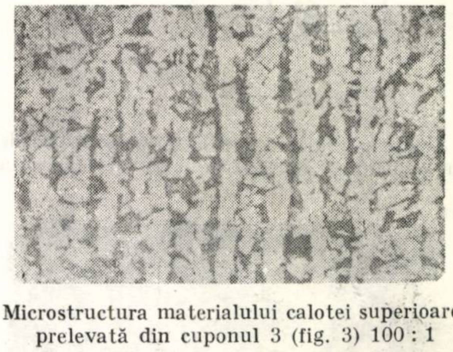


Fig. 7. Microstructura materialului calotei superioare; probă prelevată din cuponul 3 (fig. 3) 100 : 1

Fig. 8. Microstructura materialului calotei inferioare; probă prelevată din cuponul 3 (fig. 3) 100 : 1

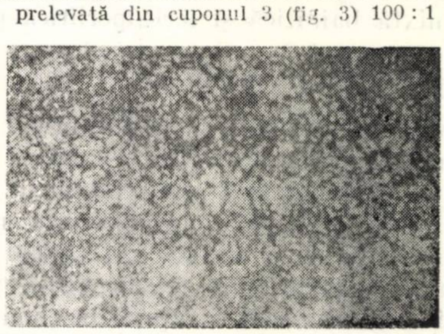


Fig. 9. Microstructura materialului flanșei superioare 100 : 1

Analiza metalografică a sudurii dintre calote, respectiv a sudurii dintre calota superioară şi flanşă, evidenţiază o structură tipic dendritică fără defecte interioare. După cum se poate observa din figura 10 cusătura este realizată cu un număr mare de straturi.

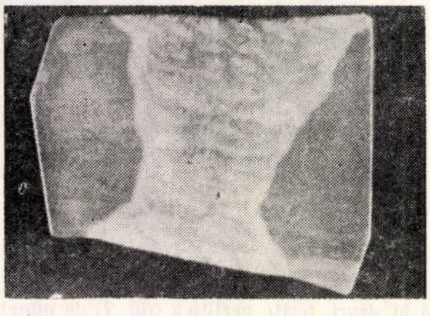


Fig. 10. Macrostructura îmbinării sudate dintre flanşă şi calotă superioară

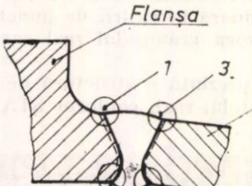


Fig. 11. Schiţa cuprinzînd zonele influenţate termic în care s-au evidenţiat durificările cele mai accentuate

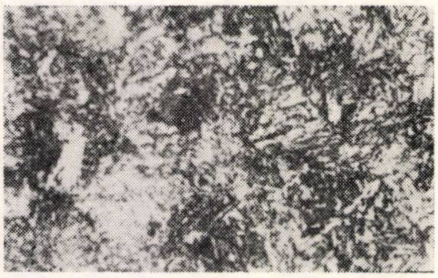


Fig. 12. Microstructură pusă în evidenţă în zona influenţată termic marcată cu 1 în fig. 11, 100 : 1

Analiza metalografică a zonelor influenţate termic ale îmbinării sudate pune în evidenţă în special în colţurile îmbinării (fig. 11), o structură mixtă bainitică şi feritoperlitică (fig. 12).

Analiza microfractografică.

În vederea elucidării naturii rupturii în zona de amorsare a fisurii (fig. 5) s-a recurs la analiza microfractografică a suprafeţei de rupere. Examinările efectuate, cu ajutorul microscopului electronic la o mărime de 14 000 de ori au pus în evidenţă striaţiunile specifice propagării prin oboseală a ruperii în zona respectivă (fig. 13).

Încercări de duritate şi microduritate

Încercările de duritate Vickers cu sarcina de 50 N (HV5) şi de microduritate cu sarcina de 1 N (HV 0,1) au fost efectuate conform

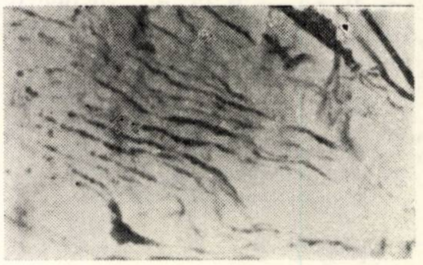


Fig. 13. Aspectul microfractografic al zonei de amorsare a ruperii (fig. 5), 14.000 : 1

STAS 492 –67 şi STAS 7057 –70 în cele patru regiuni indicate în figura 11, în care s-au observat structuri bainitice, urmărind stabilirea gradului de durificare pe conturul zonei de fuziune dintre metalul topit şi materialul de bază, pe partea materialului de bază unde influenţa ciclurilor termice de la sudare se manifestă cel mai defavorabil.

Rezultatele obţinute, prezentate în tabelele 1 şi 2, atestă existenţa unor constituenţi duri

Tabelul 1

Rezultatele încercărilor de duritate Vickers cu sarcina de 50 N în zona influenţată termic (*ZIT*) dintre calota *A* şi flanşă

Zona (fig. 11)	Valori individuale	HV 5				
		1	2	3	4	5
1		401	381	386	302	371
2		329	332	325	313	310
3		317	325	310	336	345
4		353	358	353	345	332

Tabelul 2

Rezultatele încercărilor de duritate Vickers cu microsarcini de 1 N în zona influenţată termic (*ZIT*) dintre calota *A* şi flanşă

Zona (fig. 11)	Valori individuale	HV 0,1						
		1	2	3	4	5	6	7
1		387	366	426	433	373	336	297
2		363	351	394	380	405	376	221
3		413	351	370	390	348	366	302
4		394	345	302	309	357	333	302

($HV5\ max = 401$; $HV\ 0{,}1\ max = 433$) în zona influenţată termic a sudurii din imediata vecinătate a suprafeţei interioare, respectiv exterioare a recipientului. Duritatea în regiunea 1 şi 4 depăşeşte nivelul valorilor admise în literatura de specialitate pentru oţelurile slab aliate cu Mn [8, 9].

Încercări de încovoiere prin şoc

Aceste încercări au urmărit determinarea tenacităţii şi sensibilităţii la încrestare a oţelului utilizat. Ele s-au efectuat conform STAS 7511—73 folosind epruvete ISO-V, prelevate în plan meridional, crestătura fiind orientată pe direcţia grosimii materialului. Temperatura de încercare a fost de 20°C. Pentru materialul de bază al celor două calote (*A* şi *B*) s-au utilizat cîte două loturi a trei epruvete, iar pentru sudură un singur lot de trei epruvete, prelevate toate din cuponul 3.

Rezultatele obţinute, prezentate în tabelul 3, indică o tenacitate bună a calotei inferioare (*B*) (KCV_{med} = 10,75 daJ/cm²) respectiv a cusăturii sudate (KCV_{med} = 12,2 daJ/cm²), şi o tenacitate slabă (KCV_{med} = 2,85 daJ/cm²) în materialul calotei superioare (*A*). Sensibilitatea la încrestare a acesteia din urmă:

$$K = \frac{KCV\ calota\ B - KCV\ calota\ A}{KCV\ calota\ B} = 0{,}73$$

este relativ ridicată.

Tabelul 3

Rezultatele încercărilor la încovoiere prin şoc pe epruvete prelevate din materialul de bază al calotelor *A* şi *B* şi pe epruvete prelevate din materialul de adaos al îmbinării celor două calote

Nr. crt.	Lotul	Semn probă	Rezilienţa KCV 30/2/10 daJ/cm²	Media	Caracterul ruperii
Materialul de bază calota *A*					
1	I	4	3,87		fragil
2	I	5	3,63	3,25	idem
3	I	6	2,25		idem
4	II	D-1	3,24		fragil
5	II	D-2	2,24	2,45	idem
6	II	D-3	1,87		idem
Materialul de bază calota *B*					
7	I	7	11,7		tenace
8	I	8	9,0	11,0	idem
9	I	9	12,2		idem
10	II	S-1	10,33		tenace
11	II	S-2	10,36	10,5	idem
12	II	S-3	10,72		idem
Materialul de adaos					
13	I	1	10,0		tenace
14	I	2	13,5	12,2	idem
15	I	3	13,1		idem

Confruntarea rezultatelor investigaţiilor întreprinse cu prescripţiile privind calitatea materialului şi execuţiei recipientului

În urma examinărilor a rezultat în mod evident faptul că spre deosebire de celelalte piese analizate, la calota superioară (*A*) în procesul de deformare la cald nu s-a respectat temperatura prescrisă pentru terminarea laminării. Prezenţa unei pronunţate structuri secundare în şiruri în materialul acesteia explică sensibilitatea mare la încrestare obţinută. Prescripţiile privind calitatea oţelurilor sudabile de granulaţie fină [1, 10] prevăd livrarea oţelurilor precum şi a fabricatelor din aceste oţeluri, într-o stare echivalentă normalizării. De asemenea, pentru oţelul St E 51 se prescrie o rezilienţă ISO-V minimă de 6,0 daJ/cm². Alte normative de mare audienţă pentru construcţii de recipiente [11, 12] impun de asemenea o normalizare a pieselor din aceste oţeluri înainte sau după sudare, dacă se execută o deformare la cald, respectiv dacă se sudează zone deformate la rece la care gradul de deformare depăşeşte 5 %.

Concluzii

Avînd în vedere nivelul tensiunilor determinate atît în condiţii de solicitare statică cît şi în condiţii de solicitare pulsantă, se conchide în primul rînd că motivul distrugerii recipientului nu poate fi decît din cauza execuţiei respectiv a exploatării. Prin coroborarea datelor obţinute în urma investigaţiilor macro-microstructurale, fractografice şi de tenacitate, efectuate pe probe prelevate din cupoane extrase din recipient şi confruntarea rezultatelor obţinute cu prescripţiile de calitate, s-a putut da o explicaţie ştiinţific fundamentată asupra cauzelor degradării.

Amorsa de rupere o constituie o fisură localizată în zona de trecere a îmbinării sudate dintre flanşă şi calota superioară, pe suprafaţa interioară a recipientului. Propagarea fisurii a avut loc în prima fază sub influenţa solicitărilor ciclice pulsante, cu o desfăşurarea lentă, timp de mai multe luni de funcţionare. Propagarea fisurii în faza de distrugere a recipientului a avut un caracter evasifragil, fiind favorizată de existenţa unor constituenţi bainitici în zona influenţată termic a îmbinării sudate şi de existenţa unei structuri în şiruri puternic stratificate a materialului calotei superioare, şi ca urmare de o insuficientă capacitate de inhibare a fisurii (KCV_{med} = 2,8 daJ/cm² la +20°C). Toate aceste elemente atestă o aplicare necorespunzătoare a tehnologiei de sudare, respectiv de deformare la cald a semifabricatelor pentru calota analizată.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: Schweissbare Feinkornbaustähle. Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 088—70, VDEh Düsseldorf.
[2] * * : Schweissbare Feinkornbaustähle. Stahl-Eisen-Werkstoffblatt 089—70, VDEh Düsseldorf.
[3] * * : Prescripţii tehnice, ISCIR—C4—73.
[ ] * * : AD-Merkblätter, grupa B — Berechnung von Druckbehältern. TÜV-Essen.
[5] *Stulen, F. B., Cummings, M. N.* : Prov. ASTM (1954), 54, p. 822—35.
[7] *Nădăşan, St., Horowitz, B., Bernath, L., Safta, V.* : Oboseala metalelor. Ed. tehnică, Bucureşti, 1962.
[7] *Peterson, R. E.* : Stress concentration design factors. John Willey and Sons, New York 1953.
[8] *Haverhals, I. J.* : The choice of safe welding procedures when making fillet welds in C-Mn structural steels in order to avoid hydrogen cracking. Doc IIW/IIS, IX 799—72.
[9] * * : Note sur la dureté sous le cordon et le risque de fissuration à froid. Doc IIW/IIS, IX 323—69.
[10] * * : STAS 2883/1—70 — Table pentru cazane şi recipiente sub presiune. Condiţii generale.
[11] * * * : Germanischer Lloyd vol. III partea 2, 1970.
[12] * * *: AD-Merkblätter, grupa W-Werkstoffe für Druckbehälter, TÜV-Essen.

CZ : 621.791.1

Sudarea WIG automată a pieselor de dimensiuni mici

M. KIESCHE – Institutul central de tehnica sudării – ZIS Halle.

Generalități

În multe domenii industriale există necesitatea realizării unor piese mici cu o greutate redusă în condițiile unor cerințe ridicate în privința calității tehnicii de îmbinare. Procedeele de îmbinare utilizate la realizarea pieselor mici ca și lipirea și sudarea prin presiune nu pot satisface întotdeauna cerințele, deoarece uneori locurile de sudare sînt greu accesibile și puternic solicitate, respectiv investiția necesară este prea ridicată.

Cu procedeul de sudare WIG se pot satisface cerințele menționate la un număr ridicat de piese. Deoarece se sudează frecvent un număr mare de piese se recomandă automatizarea procesului de sudare, prin aceasta obținîndu-se suduri de calitate uniformă și eliminîndu-se sursele de defecte ale sudării manuale. Cele mai frecvente forme de îmbinări de piese mici sînt suduri circulare cu margini răsfrînte și suduri în punct, ceea ce ușurează automatizarea [1], [2], [3]. În figura 1 sînt prezentate aceste tipuri de îmbinări.

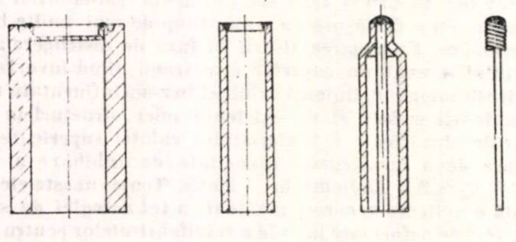


Fig. 1. Diferite forme de îmbinări sudate [4]
1. Suduri circulare
2. Suduri prin puncte

Construirea instalației de microsudare WIG

Pentru a ușura realizarea în întreprinderi a instalațiilor de microsudare, la Institutul central de sudură al R.D. Germane, ZIS Halle (Saale) s-a construit un dispozitiv de sudare folosindu-se elemente din comerț [4]. Este necesar ca sistemul de prindere să fie construit în funcție de piesa care se sudează. După numărul de piese care se sudează, dispozitivul poate fi realizat astfel încît introducerea, respectiv scoaterea pieselor să se facă manual, respectiv printr-un sistem automat.

Procesul de sudare, respectiv procesul de comandă se desfășoară automat. Aceste procese se comandă prin programatoare de tip electronic cu impulsuri electrice.

Numărul de posturi de prindere, respectiv sudare depinde de numărul și mărimea pieselor.

În principal o instalație cuprinde elementele care urmează.

Dispozitivul de rotire. Se pot utiliza dispozitive de rotire cu acționare electrică sau pneumatică. La acționarea electrică se recomandă folosirea unei cruci malteze pentru comanda masei de sudare.

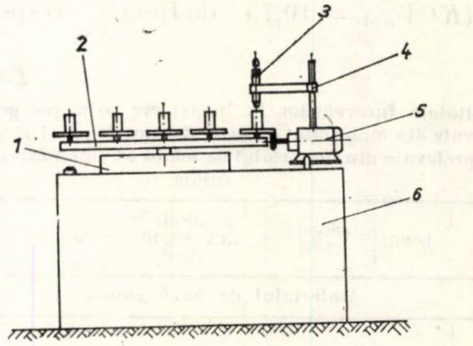


Fig. 2. Schema unei instalații de sudare [4]
1. Dispozitiv de rotire
2. Masă de sudare
3. Arzător
4. Suportul arzătorului
5. Acționarea postului de sudare
6. Dulap de sudare

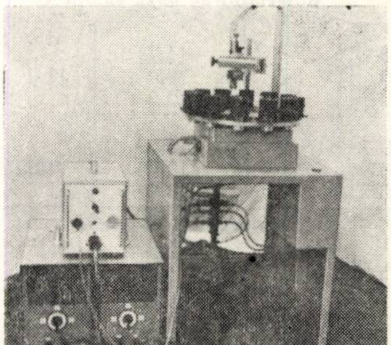


Fig. 3. Dispozitiv de sudare ZIS 679 pentru membrane metalice [5]

Este de menționat că timpii unui ciclu nu pot fi influențați adică nu este posibilă accelerarea sau încetinirea vitezelor de conectare. Timpul de sudare trebuie să fie egal sau mai mic decît timpul unui ciclu. O rezolvare mai bună se oferă la utilizarea masei acționate pneumatic. În RDG există două tipodimensiuni de mase de sudare cu diametrul de 250 mm și 400 mm (producător VEB Forrichtungsbau Weisenfels). Ambele tipuri sînt dotate cu comandă automată, procesul de comandă avînd loc prin tr-o supapă de sens 4/2 comandată electric. Aceasta permite cuplarea comenzii mesei de

sudare cu curentul de sudare. Sistemul central de alimentare cu gaz este plasat în mijlocul mesei de sudare. El permite utilizarea unor dispozitive de prindere acţionate pneumatic pentru fixarea pieselor de sudat. Presiunea nominală a aerului cmprimat este de 6 at; se garantează însă o siguranţă de funcţionare deja la 4 at [5].

Masa de sudare. Masa de sudare nu intră în echiparea mesei circulare şi trebuie realizată separat (figura 4). Ea se aşează direct pe masă

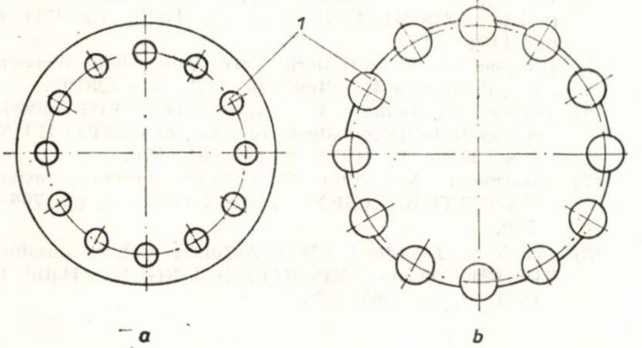


Fig. 4. Masă de sudare [4]

a. Posturi de sudare fixe
b. Posturi de sudare rotitoare
1. Post de sudare

şi se fixează mecanic. Ca material de placă se utilizează oţel sau aluminiu. Posturile de sudare se fixează cu posibilitate de rotire (pentru sudarea circulară), sau rigid (pentru sudarea în puncte). În figura 5 se prezintă un post de sudare.

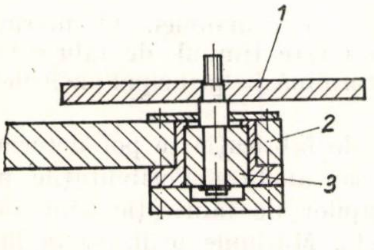


Fig. 5. Schema unui post de sudare rotitor [4]

1. Scaunul postului
2. Masă de sudare
3. Lagăr de alunecare

Curentul de sudare de valoare relativ mică; de obicei poate fi transmis la posturile rotitoare direct, prin masa de sudare la piesă. În acest caz însă nu este admisă folosirea rulmenţilor cu bile. De aceea s-au utilizat rulmenţi alunecători din bronz (figura 5), care au dat rezultate bune.

Acţionarea postului de sudare. Pentru acţionarea postului de sudare s-a ales o roată de fricţiune acţionată cu un motor electric. Roata de fricţiune este conectată direct pe axul motorului şi antrenează farfuria postului după cum se vede în figura 6.

Dulapul de comandă. Dulapul de comandă cuprinde şirul de cleme, instrumentele de măsură, modulele de comandă şi cablurile electrice pentru curent şi conectarea arzătoarelor. Este recomandabilă realizarea dulapului din profile de oţel sau aluminiu şi a pereţilor laterali din plăci de tablă.

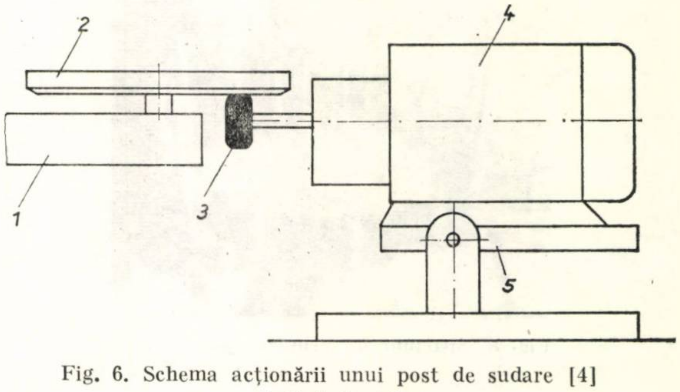


Fig. 6. Schema acţionării unui post de sudare [4]

1. Masă de sudare
2. Scaunul postului
3. Roată de acţionare
4. Motor
5. Placă suport

Suportul arzătorului şi arzătorul. Suportul arzătorului se fixează pe dulapul de comandă. Funcţie de forma îmbinării şi de dimensiunea pieselor de sudat se prevede o poziţionare a arzătorului care să permită o ajustare în direcţie verticală şi orizontală. O posibilitate de basculare a arzătorului uşurează amorsarea arcului auxiliar. Se sudează cu arzătorul WIG automat ZIS 821. Acest arzător lucrează cu amorsarea arcului auxiliar. El este o dezvoltare a seriei de tipodimensiuni de arzătoare automate WIG [7], care s-a realizat la ZIS Halle. Arzătorul ZIS 821 [8] este răcit cu apă. Avantajul faţă de sistemul de răcire utilizat pînă în prezent la seria de tipodimensiuni este dat de faptul că atît capul de sudare cît şi corpul arzătorului constituie un sistem de răcire închis, parcurse în serie de apa de răcire. Cele două sisteme de răcire sînt legate între ele de o conductă exterioară. Prin alegerea acestui sistem de răcire dispar problemele de etanşare. Arzătorul este dotat cu trei variante de capuri de sudare:

— varianta I pentru curenţi pînă la 125 A;
— varianta II pentru curenţi pînă la 315 A;
— varianta III pentru curenţi pînă la 500 A.

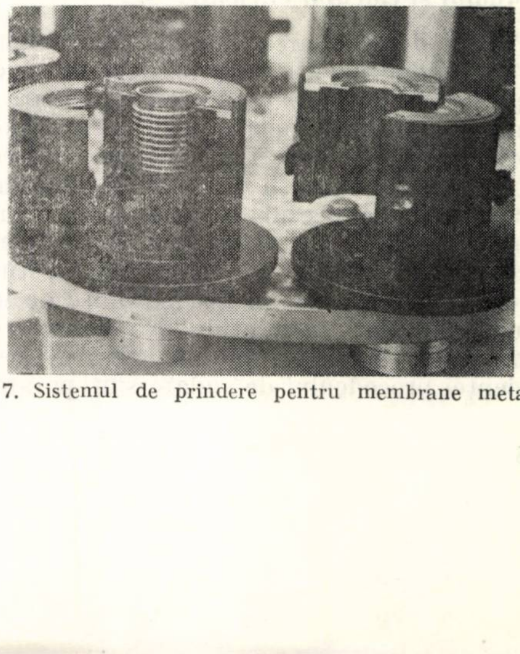


Fig. 7. Sistemul de prindere pentru membrane metalice.

Sistemul de prindere a piesei. Sistemul de prindere trebuie adaptat formei pieselor. Este importantă asigurarea unei conducţii termice corespunzătoare la sudură. De aceea piesele din

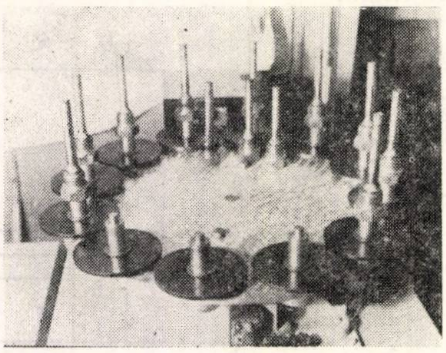


Fig. 8. Sistemul de prindere pentru ţevi.

apropierea imediată a sudurii sînt realizate din cupru. În figurile 7 şi 8 se prezintă cîteva sisteme de prindere. În principiu, sistemele de prindere se înşurubează în scaunul postului de sudare astfel încît să se poată asigura o schimbare rapidă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Kiesche, M., Renell, E., Donath, V.*: Automatisches WIG Schweissen von Wolframwendeln, revista ,,ZIS-MITTEILLUNGEN", Halle 12 (1970) 5, pg. 518–526.

[2] *Donath, V.*: Schweissen von mehrwandigen Metallfaltenbälgen, revista ,,ZIS–MITTEILUNGEN", Halle 12 (1960) 5, pg. 558–564.

[3] *Renell, E.*: WIG-Automatenschweissbrenner – einige Anwendungsbeispiele, revista ,,ZIS-MITTEILUNGEN", Halle 12 (1970) 5, p. 565–571.

[4] *Donath, V.*: WIG-Kleinfeilschweissautomat ZIS 678, revista ,,ZIS-MITTEILUNGEN", Halle 13(1971) 8, pg. 1174–1179.

[5] Prospect al Întreprinderii Vorrichtungesbau Weissenfels ,,Pneumatic-Rundteiltisch TGL 30–12819".

[6] *Vollmer, E., Donath, V.*: Automatisches WIG-Schweissen von Metallfaltenbälgen, revista ,,ZIS-MITTEILUNGEN" Halle 14 (1972) 8, pg. 964–970.

[7] *Kressmann, K.*: Neue WIG-Schweissbrenner, revista ,,ZIS-MITTEILUNGEN", Halle 7 (1965) 5, pg. 766–770.

[8] *Renell, E., Donath, V.*: WIG-Automatenschweissbrenner ZIS 821, revista ,,ZIS-MITTEILUNGEN" Halle 16 (1974) 5, pg. 564–568.

CZ : 621.791.755

Eficienţa aplicării procedeelor de sudare cu plasmă, cu arc rotitor şi electrogaz

JOHANES SEIDEL – Institutul central de tehnica sudării – ZIS Halle, R. D. Germană

Introducere

Procedee de sudare relativ noi au ocupat în ultimii ani, în diferite întreprinderi de construcţii sudate, un loc tot mai important. În faza de introducere în aplicare a procedeelor de sudare, de cele mai multe ori, eficienţa a fost apreciată doar global. Pentru o comparaţie exactă însă, această metodică nu este suficientă. De aceea a apărut necesitatea ca şi în acest domeniu să fie aplicate metodele cunoscute de calcul al preţului de cost [1, 2, 3].

Studiul şi calculul eficienţei

Pentru determinarea timpilor (consumurilor de timp) dependenţi de procedeul de sudare, respectiv de piesele sudate, este necesară cuprinderea tuturor operaţiilor impuse pentru fabricarea unei construcţii sudate oarecare. Este vorba de operaţii care sînt în nemijlocită dependenţă de procesul de sudare, ca de exemplu deplasarea pieselor, pregătirea, centrarea, fixarea pieselor. Operaţiile necesare şi cheltuielile de timp aferente lor au fost stabilite de întreprindere pentru instalaţiile de sudare corespunzătoare. Mărimile iniţiale pentru studiul eficienţei procedeului de sudare sînt parametrii tehnologici şi economici. O mărime foarte importantă este timpul de fabricaţie, pentru că ea determină în principal cheltuielile tehnologice.

Timpii de fabricaţie se pot determina experimental sau analitic. Posibilităţile pentru calculul timpilor de fabricaţie sînt descrise pe larg în [1]. Mărimile utilizate în lucrarea de faţă sînt, în majoritate, valori rezultate experimental, care se aplică în condiţii de producţie. Cheltuielile care apar la realizarea unui anumit produs se calculează cu relaţia :

$$K_s = K_F + K_{MA} + K_{BG}$$

unde : K_F sînt cheltuielile de fabricaţie (cheltuieli tehnologice) ;

K_{MA} – cheltuieli de materiale ;

K_{BG} – cheltuieli generale ale întreprinderii (regie).

Dintre aceste mărimi, sînt studiate în lucrare numai cheltuielile de fabricaţie, deoarece se consideră că cheltuielile de materiale şi cele generale sînt constante pentru un anumit produs

$$K_F = K_M + K_L + K_Z + K_E \quad (2)$$

unde:

K_M — cheltuieli cu utilajele, $K_M = K_A + K_R$;
K_A — amortizarea utilajelor;
K_R — cheltuieli de întreținere a utilajelor;
K_L — cheltuieli de manoperă;
K_Z — cheltuieli de materiale de adaos;
K_E — cheltuieli de energie.

Pentru calculul cheltuielilor tehnologice s-au utilizat programele de calcul existente la ZIS [4]. Mărimile inițiale constante și variabile utilizate sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Mărimi inițiale, constante și variabile pentru calculul prețurilor de cost

Mărimi constante	Simbol	Unitatea	Mărimi variabile	Simbol	Unitatea
Manoperă	Pr. 1	Pf/min.	timp de realizare pentru 1 piesă	ts	min
Prețul energiei	Pr_E	M/kWh	Curent de sudare	I_s	A
Factor de reparație	f_R	—	Tensiunea de sudare	U_s	V
Factor de amortizare	fA	—	Randament	η_0	—
Fond de timp pentru utilaje	F_M	h/a	Putere de mers în gol	P_0	kW
Factor de încărcare a schimbului	ηA	—	Timp de bază	t_G	min
Prețul gazului	Pr_G	M	Timp auxiliar	t_H	min
			Preț de achiziție	K_A	M
			Prețul sîrmei	Pr_D	M/kg
			Consum de sîrmă	m_D	kg
			Consum de gaz	m_G	kg

Calculul s-a făcut pentru cazul unei întreprinderi care lucrează în două schimburi, cu un fond de timp pentru funcționarea mașinilor, $F_M = 4\,400$ h/a și un factor de utilizare a schimbului, $\eta_A = 0{,}7$. Celelalte mărimi, ca de exemplu factorii pentru amortizare, întreținere și manoperă, s-au luat la valori corespunzătoare datelor din [5].

Rezultate

Sudarea cu plasmă. Utilizarea sudării cu plasmă aduce avantaje pentru că supraînălțarea redusă, cusătura plată și posibilitatea de prelucrare bună a cusăturii sînt favorabile [13]. Valorile tehnologice limită pentru sudarea cu plasmă a tablelor sînt indicate în tabelul 2. Sudarea cu plasmă este comparată cu sudarea în CO_2 cu arc scurt. În tabelul 3 se prezintă vitezele de sudare pentru cele două procedee de sudare în funcție de grosimile de table sudate [6,7].

Tabelul 2

Mărimi tehnologice limită la sudarea cu plasmă a oțelului inoxidabil (6, 13).

Material	Grosimea tablei mm	Lungimea tablei m.	Rost mm.
Oțel nealiat	0,8–3	pînă la 2,0	0,2±0

Tabelul 3

Viteza de sudare V_s la sudarea cu plasmă și sudarea cu CO_2.

Grosimea tablei mm	Viteza de sudare V_s Plasmă	CO_2 m/min
1,0	2,0	1,4
2,0	1,6	1,6
3,0	0,8	0,8

Din tabelul 3 rezultă că viteza de sudare V_S la sudarea cu plasmă a tabelelor cu grosime de 1 mm este mai mare decît la sudarea în CO_2; la grosimi mai mari, însă, are valori egale pentru cele două procedee. La determinarea timpilor auxiliari dependenți de piesele sudate s-au folosit aceleași date pentru ambele procedee. La determinarea timpilor auxiliari dependenți de procedeul de sudare situația este alta, întrucît aceștia se micșorează la sudarea cu plasmă, pentru că la acest procedeu nu mai sînt necesare anumite prelucrări după sudare [13]. În aceste prelucrări intră depărtarea stropilor produși la sudare și a oxizilor. Din această cauză, operația de „curățire a sudurii" care are un timp auxiliar de 1,2 minute/metru [14] nu s-a utilizat la sudarea cu plasmă.

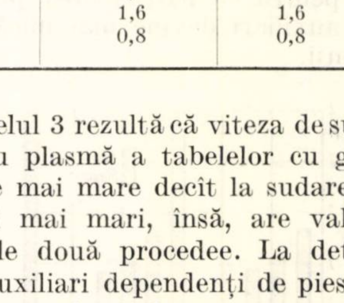


Fig. 1: Prețuri de cost în M la sudarea tablelor plane $K_F = f(l_N, l_B, S)$, lățimea tablelor $l_B = 2$ m.
1. CO_2 – s = 3 mm, 2. Plasmă – s = 3 mm, 3. CO_2 – s = 1 mm, 4. Plasmă – s = 1 mm.

În figura 1 se prezintă cheltuielile de fabricaţie în funcţie de lungimea cusăturilor. La toate lungimile de sudură cheltuielile corespunzătoare sudării cu plasmă (grosime de tablă $S = 3$ mm) sînt mai mici. Diferenţa este de aproximativ 10%. Această diferenţă este explicată mai ales de renunţarea la unele operaţii de prelucrare după sudare.

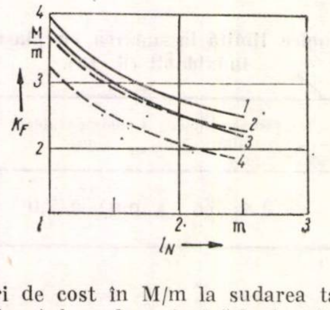


Fig. 2: Preţuri de cost în M/m la sudarea tablelor plane. $K_F = f(l_N, l_B, s)$ $l_B = 2$ m, 1 pînă la 4 ca în figura 1.

În figura 2 se prezintă cheltuielile în *M/m* (mărci/metru) în funcţie de lungimea sudurii. Spre deosebire de figura 1, în figura 2 se observă că la creşterea lungimii sudurii cheltuielile scad, pentru că participarea procentuală a timpilor auxiliari devine mai mică cu creşterea lungimii.

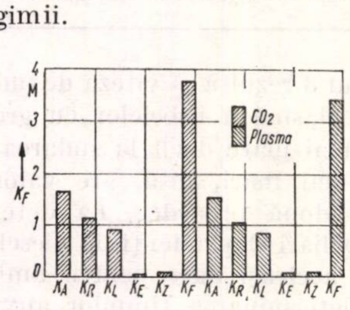


Fig. 3: Preţuri de cost în M la sudarea tablelor plane. $K_F = f(l_N, l_B, s)$ $l_B = 2$ m, $s = 1$ mm, $l_N = 1$ m.

În figura 3 sînt reprezentate cheltuielile elementare. Se observă rolul determinant al cheltuielilor cu utilajele (75%). Circa 25% din cheltuieli sînt reprezentate de cheltuielile de manoperă. Cheltuielile de energie şi de material de adaos sînt nesemnificative, avînd valori sub 1%. Această tendinţă în structura cheltuielilor se continuă la table de grosimi de $S = 2$ şi 3 mm în acelaşi raport. O excepţie o constituie cheltuielile pentru materialele de adaos. Ponderea lor este, la table de 3 mm, de 8% din cheltuielile totale la sudarea în CO_2 şi de 12% la sudarea cu plasmă.

Sudarea cu arc rotitor. În [8] s-au studiat îmbinări de ţevi cu diametrul de $d = 10-90$ mm la grosimi de pereţi $S = 1{,}6-5$ mm. Sudurile s-au realizat cu instalaţiile de sudare *MBL*—*S* 6,3 şi ZIS·786.

În figura 4 se prezintă cheltuielile de fabricaţie în funcţie de diametrul şi grosimea ţevii. Cheltuielile cresc proporţional cu creşterea secţiunii de sudare.

Dintre cheltuielile tehnologice elementare, cheltuielile cu utilajul reprezintă elementul determinant (fig. 5). Ele au cu circa 65%, cea

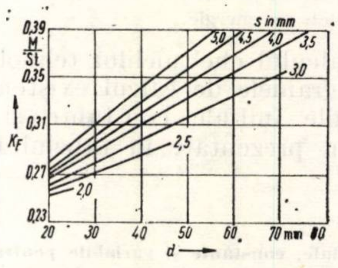


Fig. 4: Preţuri de cost în *M*/bucată, la suduri circulare pe ţevi:
$K_F = f(d, s, m)$, lungime 1 m.

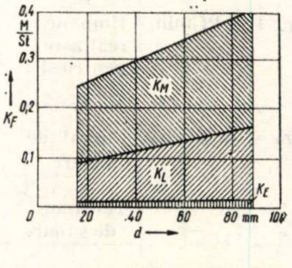


Fig. 5: Preţuri de cost în *M*/bucată, la suduri circulare pe ţevi:
$K_F = f(d, s, m)$ $l_R = 1$ m, $s = 3$ mm.

mai mare pondere în cheltuielile de fabricaţie. Cheltuielile de energie sînt foarte mici şi de aceea nesemnificative pentru determinarea cheltuielilor pentru acest domeniu de diametre.

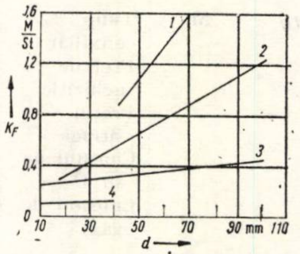


Fig. 6: Preţuri de cost în *M*/bucată, la suduri circulare pe ţevi
$K_F = (d, s, m)$ $l_R = 1$ m, $s = 3$ mm.
1. sudare prin topire intermediară
2. sudare cu gaz
3. Sudare cu arc rotitor MBL 6,3
4. sudare cu arc rotitor MBL ZIS 786

Tabelul 4

Timp de realizare a unei piese şi factorul de utilaj $d = 44{,}5$ mm, $S = 3$ mm.

S	Sudarea cu arc rotitor	Sudarea cu gaz	Sudarea prin presiune prin topire intermediară
t_s în minute	1,8	6,4	1,5
K_A în mii mărci	20 100	2	450

Avantajele economice ale sudării cu arcul rotitor se observă la compararea prețurilor de cost corespunzătoare diferitelor procedee de sudare a țevilor (fig. 6).

Cheltuielile de fabricație sînt determinate de valorile mari ale timpilor de sudare la sudarea cu gaz și de cheltuielile de investiție ridicate, necesare la sudarea prin presiune prin topire intermediară (tab. 4).

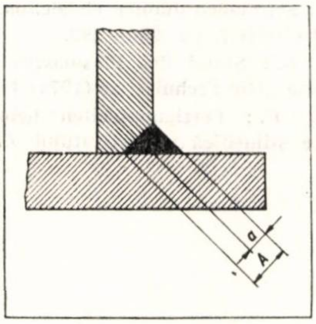


Fig. 7: Sudură de colț și *HK*

Sudarea electrogaz. Calculul cheltuielilor de fabricație la sudarea electrogaz se bazează pe lucrările [9, 10]. În lucrarea [10] s-a făcut o limitare a procedeelor de sudare pe verticală, dar fără considerarea sudării electrogaz. Sudarea electrogaz se aplică la realizarea sudurilor de colț și a sudurilor *HK* (figura 7) de la utilajele folosite pentru diverse prelucrări [11].

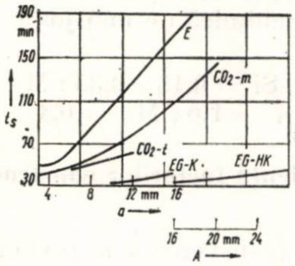


Fig. 8: Timpi de sudare în minute, Sudare pe verticală $t_s = f(l_N, Q, A, m)$ $l_N = 1$m, $m = 10.000$ kg.

În figura 8 se prezintă timpii de sudare pentru toate procedeele de sudare pe verticală în funcție de grosimea și lungimea sudurii și masa pieselor sudate. Din figură rezultă că timpii de sudare la sudarea electrogaz sînt considerabil inferiori celor de la alte procedee de sudare.

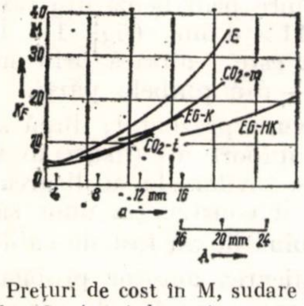


Fig. 9: Prețuri de cost în M, sudare pe verticală. $K_F = f(l_N, Q, A, m)$ $l_N = 1$ m, $m = 10.000$ kg.

Din figura 9 se observă că sudarea de colț electrogaz este mai scumpă decît sudarea în CO_2 pînă la grosimi de suduri $a = 15$ mm. Cheltuielile pentru sudarea *HK* se află semnificativ sub celelalte valori. Datele se referă la o lungime de sudare de 1 m. Cu creșterea lungimii sudurii se modifică raporturile la sudarea de colț în favoarea sudării electrogaz. Aces lucru se confirmă în figura 10 la o lungime de sudură de 2 m. Reprezentarea cheltuielilor elementare în figura 11 caracterizează ponderea procentuală a diferitelor cheltuieli.

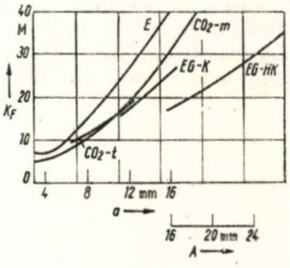


Fig. 10: Prețuri de cost în M, sudare pe verticală: $K_F = f(l_N, A, A, m)$ $l_N = 2$ m, $m = 10.000$ kg.

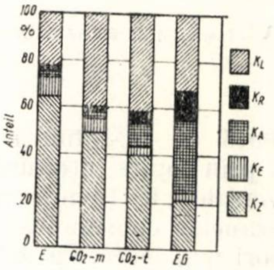


Fig. 11. Prețuri de cost în %, sudarea pe verticală a îmbinărilor de colț.
$K_F = f(l_N, Q, m)$ $Q = 12$ m, $l_N = 2$ m, $m = 10.000$ kg.

Concluzii

Pe baza unor exemple practice s-a studiat eficiența procedeelor de sudare cu plasmă, cu arc rotitor și electrogaz. Din studiu rezultă următoarele concluzii.

- **Utilizarea sudării cu plasmă la oțelurile nealiate este avantajoasă dacă se cere o mică supraînălțare a cusăturii, o sudură plată și o posibilitate bună de prelucrare a cusăturii. Avantajele procedeului rezultă de asemenea din economiile de timp la prelucrări, după sudare, precum și eliminarea necesității îndepărtării stropilor și oxizilor de pe sudură. În aceste condiții, la sudarea tabelelor cu grosime de 1—3 mm se obțin cheltuieli de fabricație cu aproximativ 10% mai mici.**
- **Sudarea cu arc rotitor este cea mai bună variantă sub aspectul prețului de cost la sudarea țevilor cu diametre $d = 10-90$ mm și grosimi de pereți de 1,6—5 mm.**
- **Sudarea de colț electrogaz este superioară ca eficiență tuturor celorlalte procedee de sudare pe verticală la grosimi $a \geq 12$ mm, și lungimi $l_N \geq 2$ m. La lungimi de 1 m, sudarea electrogaz devine eficientă începînd cu $a \geq 15$ mm. Sudarea electrogaz cu cusătură *HK* se aplică la grosimea $A \geq 16$ mm și este eficientă pentru orice lungimi de sudură.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Herden, G.* : Schweiß — und Schneidtechnologie, Berlin VEB Verlag, Technik, 1967.
[2] *Hey, K., Schilling, D.* : Variantenvergleich in der Schweißtechnik, revista „ZIS-Mitteilungen Halle, 10 (1968) 8, pg. 1166—1177.
[3] *Ackermann, E., Schilling, D.* : Ermittlung von bauteilbedingten Kosten als Richtwerte für Variantenvergleiche, revista „ZIS-Mitteilungen", Halle 13 (1971) 8, pg. 1088—1094.
[4] *Neumann, A şi alţii* : EDV-Programme für die Schweißtechnik, Teil I und II, TWA des ZIS Halle, Nr. 101.
[5] *Schilling, D.* : Arbeitsblättel für den Variantenvergleich in der Schweißtechnik, revista„Schweißtechnik", 24 (1974) 7, pg. 294—295.
[6] *Marquard, E.* : Einsatz des Plasmaschweißens, Comunicare ştiinţifică A. 73—94 a Institutului ZIS Halle.
[7] *Däne, K.* : Dieteilautomatische CO_2 — Dünnblechweißung, ZIS-Informationsblatt M. 438—70.
[8] *Lubelzski, B.* : Kostenermittlung beim MBL-Schweißen Ingenierubeleg, 1974, TH Magdeburg.
[9] *Paulinus, D* : Abgrenzung des EG-Schweißens, Ingenieurbeleg, 1974, TH Magdeburg.
[10] *Ackermann, E.* : Abgrenzung der Senkrechtschweißver fahren, revista „ZIS-Mitteilungen" 15 (1973) 8, pg. 882—890.
[11] *Lehmann, O.* : Rotionalisierung der Schweißfertigung. Cercetare pe contract A. 73—13 a Institutului ZIS Halle.
[12] *Irmer, W.* : Schweißen dünner Tiefziehbleche. Schweißtechnik 24 (1974) 7, pg. 290—293.
[13] *Marquard, E.* : Stand des Plasmaschweißens in der DDR, revista „Die Technik" 29 (1974) 4, pg. 240—243.
[14] *Ackermann, E.* : Fertigungszeiten beim Schweißen. Comunicare ştiinţifică a Institutului ZIS Halle, pg. 4—23.

CZ : 621.791.762.5

Condiţii speciale la sudarea prin topire intermediară a ţevilor care intră în construcţia pereţilor-membrană

ing. MILAN LIPA — Institutul de sudură VUZ Bratislava, R. S. Cehoslovacia

Introducere

Deşi cunoscută de mai mulţi ani, problematica sudării prin topire intermediară a îmbinărilor transversale ale ţevilor care intră în construcţia cazanelor continuă să prezinte aspecte noi, uneori neplăcute. Cauzele care determină aceste fenomene nu sînt generate numai de proprietăţile instalaţiei de sudare ci, în primul rînd, de apariţia în permanenţă a unor noi tipuri de oţel, şi, în ultimul timp, de introducerea unor noi tipuri de cazane, cum sînt de exemplu şi cazanele cu pereţi membrană. În cadrul problematicii tratate, în lucrare se acordă o atenţie deosebită problemelor tehnologice, considerîndu-se cunoscute proprietăţile şi caractericticile instalaţiilor de sudare.

Problemele de material reprezintă un capitol aparte, deosebit de vast. Producătorii de materiale sînt în paermanenţă în căutarea unor noi compoziţii şi a unor noi procedee de tratament, termic, urmărind astfel obţinerea unor materiale refractare, cu structură stabilă, care permit prelungirea duratei de funcţionare a cazanelor. În general, în cadrul acestor cercetări nu se ţine seama de comportarea la sudare a materialelor nou elaborate. În numeroase cazuri însă, modificarea compoziţiei chimice şi a metodelor de tratament termic influenţează în mod negativ sudabilitatea materialelor utilizate la construcţia cazanelor. Asemenea aspecte prezintă o importanţă majoră, întrucît aproape întotdeauna materialul de construcţie este o mărime dată căreia se subordonează întreaga tehnologie de sudare.

În unul din cazurile analizate interesante din punct de vedere tehnic, materialul utilizat a avut rezistenţa la rupere 450—580 $N.mm^{-2}$ şi compoziţia chimică de mai jos :

$$C=0,1-0,18 \; ; \; Si = 0,15-0,35 \; ; \; Mn = 0,4 - 0,7$$
$$Cr = 0,7 - 1,0 \; ; \; Mo = 0,4 - 0,5.$$

Interdependenţa factorilor constructivi şi tehnologiei

Îmbinarea transversală a ţevilor sudate se comportă diferit, după cum este înglobată într-un sistem de serpentine sau într-un perete-membrană. Solicitarea îmbinării sudate şi, în consecinţă, proprietăţile sale în utilizare, sînt substanţial diferite.

Peretele-membrană studiat a fost realizat din ţevi Ø 38 × 5, amplasate paralel una lîngă alta. În vederea realizării lungimilor necesare pentru pereţi mai lungi, ţevile au fost sudate cap la cap prin topire intermediară. Cele 36 de ţevi paralele sînt unite prin benzi din tablă, avînd dimensiunile 11 × 6 mm (fig. 1). Îmbinarea bandă — ţeavă este realizată prin sudare sub strat de flux — din ambele părţi.

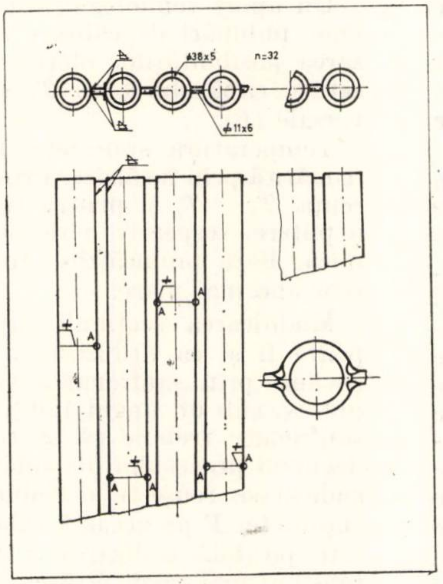
În cazul concret prezentat, după sudare au apărut defecte importante (fisuri) în îmbinările transversale ale ţevilor. La utilizarea aceloraşi materiale pentru construcţia unor sisteme tip serpentină, îmbinările au fost de calitate bună.

Pentru clarificarea acestor probleme a fost iniţiat un program complex de cercetări, utili-

zîndu-se în special rezultatele considerațiilor prezentate mai jos, privind influența celor mai importanți factori tehnologici [2, 3, 4, 5]. O atenție deosebită s-a acordat condițiilor diferite la care sînt expuse îmbinările înglobate într-un sistem serpentină, respectiv într-un perete-membrană.

Influența celor mai importanți factori tehnologici

În cazul instalațiilor moderne de sudare și a anexelor construite special în acest scop, există peste 30 de mărimi reglabile, care influențează procesul de sudare. Importanța lor este desigur



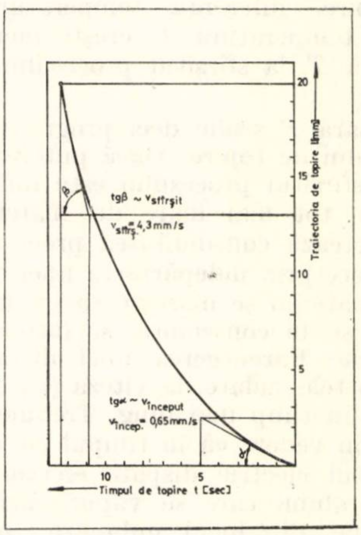


Fig. 1. Schema îmbinărilor peretelui membrană

diferită. Unele pot fi în general menținute la o valoare constantă, în timp ce reglarea corectă a altora are o importanță decisivă. Alături de factorii care depind de instalație există și alte mărimi care influențează rezultatul procesului de sudare: gradul de curățenie a peretelui interior și exterior al țevii, puritatea și temperatura gazului pentru minimizarea bavurii interne, aspectul părții frontale a țevii, lungimea țevii, modul de prelucrare după sudare, etc.

Dacă acceptăm influența acestor factori, aparent mai puțin importanți, analiza procesului trebuie concentrată asupra celor mai importante variabile care condiționează sudarea prin topire intermediară [1, 2].

Ecuația care caracterizează procesul de sudare prin topire intermediară se prezintă:

$$P = k \cdot v \cdot F \cdot (T_t - T_c)$$

unde în conformitate cu relația lui Joule:

$$P = 0{,}24 \cdot R \cdot I^2 = \frac{Q}{t}$$

Ecuația conține unele informații tehnologice importante. Puterea necesară pentru topire (P) trebuie să fie cu atît mai mare, cu cît vor fi mai mari viteza de topire (v) și secțiunea de sudat (F) și cu cît va fi mai mare diferența între temperatura de topire (T_t) și temperatura capătului țevii sudate (T_c).

Tensiunile introduse în secțiunea țevii prin sudarea pe generatoare a benzilor sînt substanțiale, întrucît se realizează o pătrundere care atinge 2/3 din grosimea peretelui țevii (detaliu B, fig. 1). În regiunea sudurii transversale, are loc o amestecare a materialului topit cu îmbinările longitudinale realizate prin sudare sub strat de flux (regiunile A, în fig. 1). Starea de tensiune este mărită și datorită procesului de deformare care apare în timpul calibrării, aceasta fiind o componentă a procesului de sudare sub strat de flux. După confecționarea peretelui (panelului), benzile marginale se îndepărtează prin tăiere cu oxigen. Tensiunile rezultate în procesul de tăiere cu oxigen se suprapun cu cele existente deja în material. În final, îmbinarea transversală este solicitată în condiții extrem de nefavorabile — mult mai grele decît în cazul construcțiilor tip serpentină.

Îmbinările realizate pentru sistemele serpentină au prezentat și în trecut unele imperfecțiuni locale, care, ținînd seama de solicitarea sistemului serpentină, au fost tolerate. În cazul pereților-membrană, interdependența între tensiuni și imperfecțiuni este însă mult mai însemnată și periculoasă.

Obiectivul principal al cercetărilor l-a constituit deci realizarea unor îmbinări cît mai perfecte, în condițiile unei reproductibilități absolute. În același timp, cunoștințele acumulate în cadrul cercetărilor au demonstrat necesitatea unor criterii mai severe de apreciere a îmbinărilor sudate.

Observaţie Constanta (k) depinde de proprietăţile de material, de randamentul instalaţiei ş.a.m.d. Simultan cu acceptarea unor simplificări favorabile, considerăm că viteza de topire (v) este egală cu viteza de apropiere a pieselor sudate.

Este evident, că diferenţa temperaturilor ($T_t - T_c$) se modifică în decursul topirii. Ea are valorile cele mai ridicate la începutul procesului, cînd temperatura capătului T_c este egală cu a mediului ambiant. În timpul procesului de topire, diferenţa temperaturilor scade, deoarece temperatura T_c creşte mereu, atingînd valoarea T_t la sfîrşitul procesului de topire.

Puterea necesară P scade deci progresiv în decursul procesului de topire. Dacă puterea P nu scade, spre sfîrşitul procesului este înlăturată o cantitate tot mai mare de material. Acest lucru afectează continuitatea procesului de topire, deoarece prin îndepărtarea unei cantităţi mari de material se măreşte rostul între capetele sudate şi, în consecinţă, se întrerupe contactul electric. Parcurgerea unei distanţe mărite între capetele sudate, la viteza (v), constantă necesită un timp mai lung. Trebuie de asemenea avut în vedere că în timpul cît este întrerupt circuitul electric dispare efectul de protecţie al metalului care se vaporizează şi care este evacuat din locul îmbinării, aerul avînd posibilitatea să pătrundă în zona sudurii. În acest fel există pericolul formării unor pelicule de oxid pe suprafeţele frontale ale pieselor sudate şi a includerii lor în sudură în timpul comprimării. Datorită configuraţiei diferite, acest pericol este mai mare în cazul ţevilor decît în cazul secţiunilor pline. După cum a demonstrat analiza spectrografică cu laser, apariţia oxizilor nu a putut fi împiedicată nici prin protecţie cu N_2H_2 respectiv cu Ar [5].

Evitarea acestui fenomen negativ este, practic, posibilă pe două căi. Prima, mai puţin utilizabilă în cazul sudării ţevilor, constă în scăderea progresivă a puterii (P) prin scăderea tensiunii secundare. Această metodă este utilizată de pildă în cazul instalaţiilor de sudare a şinelor prin topire intermediară. A doua cale constă în mărirea proporţională a vitezei de topire (v) pe măsură ce avansează procesul de sudare. Prin ambele metode se limitează topirea unei cantităţi mereu mai mari de metal în ultima fază a procesului de sudare, evitîndu-se astfel întreruperea topirii. În felul acesta se împiedică şi apariţia oxizilor.

Rezultatele experimentale au confirmat [2] că la sudarea anumitor oţeluri destinate confecţionării cazanelor a fost necesară mărirea vitezei de la 0,8 mm/s la începutul sudării, la 5 mm/s la sfîrşitul procesului de sudare. Tensiunea secundară s-a menţinut la valoare minimă pentru a preveni formarea unor cratere adînci la întreruperea căilor de curent.

Deoarece puterea P este reglată prin modificarea tensiunii secundare, este evident că la începutul procesului este necesară o putere şi, deci, şi o tensiune mai mare. Dacă puterea ar fi redusă iniţial, materialul nu s-ar topi procesul s-ar ,,sufoca'' şi capetele materialelor s-ar îmbina, fără a avea loc topirea.

Un aport tehnologic important la obţinerea unor îmbinări de calitate s-a dovedit şi utilizarea posibilităţilor oferite de reglarea temperaturii capătului ţevii T_c şi a secţiunii transversale (F).

Temperatura suprafeţei frontale (T_c) poate fi mărită prin încălzire. Prin aceasta scade diferenţa $T_t - T_c$ şi pentru topire este suficientă o putere, respectiv o tensiune secundară, mai mică. Fără preîncălzire, topirea ar necesita o tensiune mai mare.

Modificarea secţiunii suprafeţei frontale F poate fi şi ea utilizată cu succes la sudarea ţevilor, prin şanfrenarea suprafeţelor frontale (de ex. sub un unghi 120°). Desigur, porţiunile şanfrenate trebuie să se topească complet în decursul procesului de sudare, dar la începutul sudării se reuşeşte o reducere substanţială a suprafeţei F pe această cale. În aceste condiţii este posibilă utilizarea unei puteri şi a unei tensiuni mai mici, fără ca acest lucru să pericliteze amorsarea procesului. Prelucrarea capetelor are deci un efect similar cu preîncălzirea. Evident, pe măsura topirii părţilor şanfrenate are loc mărirea secţiunii F, ceea ce s-ar părea că implică o putere necesară mai mare. Trebuie avut însă în vedere că pe măsura topirii porţiunilor şanfrenate are loc şi creşterea temperaturii T_c şi deci scăderea diferenţei $T_t - T_c$, ceea ce înseamnă că influenţele celor doi factori se compensează. În practică a dat rezultate bune combinarea preîncălzirii cu prelucrarea capetelor.

Un alt factor tehnologic important este scurtarea la refulare. Într-un proces ideal această mărime nu ar trebui reglată, ci ar rezulta în baza forţei de refulare. În general, însă, această soluţie nu se utilizează, deoarece reglarea forţei după acest criteriu deşi duce la deformarea plastică necesară, nu ar putea asigura o accelerare relativă suficientă a capetelor sudate. Iar viteza de refulare redusă este periculoasă din punct de vedere al apariţiei incluziunilor în intervalul de la sfîrşitul fazei de topire la începutul fazei de refulare.

Pentru obţinerea unei viteze de comprimare suficiente, trebuie mărită forţa de comprimare. Pentru a nu apare un grad de deformare nedorit de mare, distanţa de comprimare trebuie limitată cu un limitator.

Controlul calităţii îmbinărilor

Controlul îmbinărilor pereţilor-membrană trebuie să fie substanţial mai sever decît al

îmbinărilor sistemelor serpentină. Nici în acest ultim caz nu există o metodologie unitară în ceea ce privește alegerea metodelor de testare. În mod curent se utilizează numai teste statistice de control. Se fac teste de fiecare dată cînd se utilizează material dintr-o șarjă nouă, la începutul fiecărui schimb, întotdeauna după un anumit număr de sudări, după fiecare reparare a instalației, etc. Îmbinările sînt testate prin control vizual, încercări la tracțiune, cercetare metalografică, etc. Testele utilizate variază de la producător la producător și în raport cu materialul utilizat.

În numeroase cazuri sînt necesare teste la temperaturi înalte (de scurtă și de lungă durată) și cercetări metalografice amănunțite. În ultimul timp prezintă o importanță tot mai mare studiul fractografic la microscopul electronic (Scannig), întrucît oferă informații bogate în ceea ce privește puritatea îmbinării.

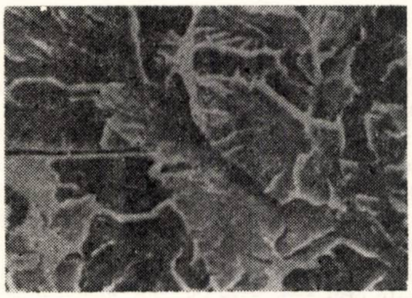


Fig. 2. Ruptură cristalină, cu luciu metalic, 2000 × (3)

În cazul îmbinărilor de calitate, suprafețele de ruptură au un aspect caracteristic, cristalin, cu luciu metalic (fig. 2). Regimurile cu defecte apar la Scanning cenușii, cu aspect mat — mătăsos. În figura 3 se remarcă fragmentarea și amplasarea oxizilor pe fundul craterelor, ceea ce a permis apariția legăturii metalice între porțiunile oxidate. O astfel de îmbinare poate fi acceptată în unele situații, dar este absolut necorespunzătoare în cazul pereților-membrană, întrucît nu poate asigura o rezistență suficientă la solicitări.

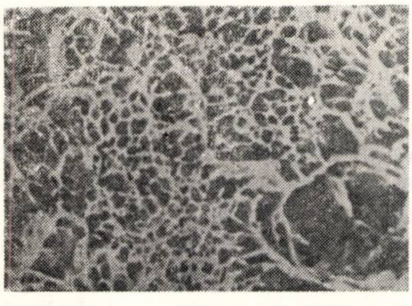


Fig. 3. Ruptură cu aspect mat, mătăsos — cenușiu cu legături metalice, locale, 2000 × (3)

Analiza spectrografică locală cu sondă laser [5] a fost orientată asupra rupturilor cenușii cu aspect — mat. Spectrogramele au fost obținute pentru concentrarea fasciculului laser la 100 μm și au corespuns unui conglomerat de oxizi format din SiO_2, Al_2O_3, MnO, FeO, CaO, MgO.

Explicarea originii oxizilor este dificilă, întrucît la sudare s-a utlizat N_2H_2 respectiv Ar pentru minimizarea bavurilor interioare. S-ar putea ca oxigenul să provină din MB. Prezența oxizilor trebuie considerată încă ca un fenomen negativ, care trebuie înlăturat.

Fig. 4. Ruptură cu peliculă cnotinuă de oxid, 2000 × (3)

În figura 4 este prezentat exemplul unei zone complet necorespunzătoare. Ruptura este necristalină, lucioasă sau mată și este acoperită cu o peliculă continuă de oxizi.

În sfîrșit, este cunoscut că aproape nici un test nu poate simula solicitarea care există în exploatare. În cazul pereților-membrană construiți din tipuri de oțel noi, încă neîncercate testele nu au condus la o imagine univocă. În astfel de cazuri trebuie recurs la teste tehnologice, care simulează cît mai fidel condițiile reale de exploatare.

Avînd în vedere importanța problemei, peretele-membrană studiat a fost supus și unui test netradițional. Peretele-membrană lung de cîțiva metri a fost îndoit la 45—90°, marea majoritate a îmbinărilor fiind plasată intenționat în locurile de îndoire [4]. După îndoire țevile au fost încercate, la presiune mărită 400 atm. Trebuie însă remarcat că la acest test, deși unele condiții sînt mai severe ca în realitate, lipsește influența temperaturilor și a mediului.

În concluzie, se poate afirma că amplasarea și tipul testelor utilizate nu se poate stabili global, odată pentru totdeauna. Ele se vor modifica mereu, după materialul, tipul construcției, utilizarea în exploatare, ș.a.m.d.

Unele aplicații practice

Considerațiile asupra parametrilor tehnologici au permis eliminarea defectelor amintite. De importanță majoră, s-a dovedit creșterea progresivă a vitezei de topire pînă la 4,0 mm/s, combinată cu tensiunea secundară redusă (5,4 V). Acestor condiții trebuie subordonați

factorii care influenţează preîncălzirea, astfel încît să fie asigurată iniţierea procesului, fără pericol de „sufocare'' (fig. 5).

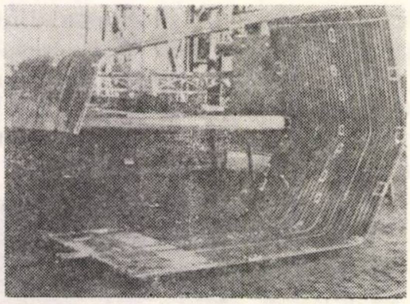


Fig. 5. Petetele membrană după testul tehnologic (4)

Scurtarea de refulare care prezintă un optim foarte ascuţit, a fost reglată la 3,0 mm. Pentru această valoare, deformarea plastică este suficient de mare pentru a asigura o îmbinare metalică, de bună calitate.

Lucrările experimentale au demonstrat că din punct de vedere tehnic nu există diferenţe între rezultatele obţinute la utilizarea Ar şi a gazului de formare N_2H_2 pentru minimizarea bavurilor interioare. Sub aspect economic însă, gazul de formare este de preferat.

Concluzii

● **Cerinţele în ceea ce priveşte calitatea îmbinărilor sudate prin topire intermediară sînt mult mai mari în cazul pereţilor membrană decît în cazul serpentinelor. La confecţionarea pereţilor membrană apare superpoziţia tensiunilor determinată de sudurile sub strat de flux, calibrarea la rece a ţevilor şi tăierea cu oxigen.**

● **Defectele pot fi prevenite prin utilizarea raţională a posibilităţilor tehnologice pe care le oferă relaţia :**

$$P = k \cdot V \cdot F(T_t - T_c)$$

● **Un factor important s-a dovedit accelerarea corelată cu o tensiune secundară scăzută.**

● **În afara metodelor de control tradiţionale, de mare importanţă s-a dovedit în rezolvarea problematicii studiate utilizarea microscopului electronic (Scanning).**

● **Se poate, de asemenea, utiliza şi o metodă netradiţională de testare — îndoirea peretelui şi îndoirea ţevilor la presiune mărită.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Lipa, M.* : Sudarea prin topire intermediară a ţevilor din oţeluri austenitice Mn—Cr, Zvaranie, 20.1971. p. 8.

[2] *Lipa, M.* : Sudarea prin topire intermediară a îmbinărilor transversale la ţevile de cazan destinate construcţiei pereţilor membrană (Informare tehnică), Bratislava, VUZ, 1974, Comunicare.

[3] *Hrivnak, I.* : Analiza metalografică a liniei de contact la îmbinările sudate realizate prin topire intermediară (Comunicări — Informări metalografice VUZ Mg 3, 13, 35) Bratislava VUZ, 1974.

[4] *Konvika, A., Lipa, M., Faldyna, V.* : Rezolvarea unor probleme în legătură cu tehnologia sudării prin rezistenţă a ţevilor pentru pereţi-membrană. Comunicarea comisiei de raţionalizare VZKG, 1974.

[5] *Janosihava, M.* : Microanaliza locală pentru sudurile realizate prin rezistenţă ale pereţilor-membrană. Comunicare internă, Ostrava, VZKG, 1974.

CD: 621.791

Analiza fiabilităţii previzonale a sudurilor de la cadrele de boghiuri de cale ferată

Dr. ing. Mircea **RAŢIU**, ing. Tiberiu **SCHULZ** — ISIM — Timişoara

În condiţiile actuale, complexitatea tot mai accentuată a concepţiei construcţiilor şi a condiţiilor de exploatare pe de o parte şi cerinţele unei siguranţe sporite în exploatare, pe de altă parte, au condus la implementarea tot mai largă a metodelor fiabiliste de calcul de proiectare/verificare. Aceste metode, subsecvente unei interpretări probabiliste a interdependenţei dintre procesul de solicitare şi capacitatea de încărcare (rezistenţa de exploatare) a structurilor, permit abordarea unei proiectări previzionale pentru o durată de bună funcţionare. Probabilitatea de defectare la durabilitatea impusă evaluată din convoluţia distribuţiilor aferente spectrului solicitărilor şi rezistenţei structurii, reprezintă un indicator al fiabilităţii structurii, avînd valori condiţionate de o serie de factori tehnico-economici şi funcţionali.

În cazul materialului rulant, supus în exploatare la solicitări variabile aleatoare, predicţia fiabilistă a durabilităţii îmbinărilor sudate impune o prealabilă investigare experimentală a procesului de solicitare, pentru regimuri de exploatare semnificative. Printr-o modelare mai tematică, în anumite ipoteze privind structura statistică a procesului, se poate caracteriza intensitatea spectrului solicitărilor printr-o reprezentare sintetică în domeniul amplitudinilor, cu o descriere probabilistă a procesului de solicitare prin explicitarea distribuţiei amplitudinilor maxime, funcţie de probabilitatea de depăşire a nivelelor $P_e = f(\sigma_{max})$.

1. Evaluarea cantitativă a interdependenţei dintre acţiunea solicitării din exploatare şi capacitatea de încărcare a structurii reclamă şi

o interpretare probabilistă a rezistenţei de exploatare prin explicitarea distribuţiei biparametrice a curbelor izoprobabile de rezistenţă funcţie de probabilitatea de supravieţuire $P_s = f(R_N, N)$.

Probabilitatea de defectare P_d se estimează prin integrala de convoluţie a distribuţiilor solicitării şi rezistenţei :

$$P_d = \int_{-\infty}^{\infty} f_\sigma(x)\left[\int_{-\infty}^{x} f_R(x)\,\mathrm{d}x\right]\mathrm{d}x \qquad (1)$$

care exprimă probabilist condiţia de rupere :

$$x_\sigma - x_R \geqslant 0 \qquad (2)$$

unde pentru variabila $x(\sigma, R)$ se adoptă un parametru al intensităţii solicitării sau rezistenţei $x_\sigma = \sigma_{max}$; $x_R = R_N$ sau $x_\sigma = \lg \sigma_{max}$; $x_R = \lg R_N$, iar $f_\sigma(x)$ şi $f_R(x)$ reprezintă funcţiile densităţii de probabilitate respective — figura 1.

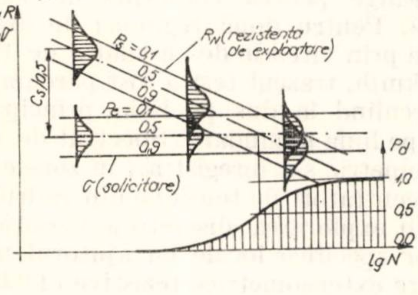


Fig. 1. — Convoluţia distribuţiilor solicitării şi rezistenţei de exploatare.

Pentru a menţine probabilitatea de defectare sub valoare limită admisă, trebuie asigurată o distanţă centrală dintre cele două distribuţii, dependentă de conjuncţia dispersiilor. Definirea unui coeficient de siguranţă central $C_{S/0,5}$ [3], [4] :

$$C_{S/0,5} = \frac{R_N\,(P_s = 0{,}5)}{\sigma_{max}\,(P_e = 0{,}5)} \qquad (3)$$

apare insuficient fundamentată statistic, demarcînd de fapt într-o diagramă logaritmică distanţa dintre cuantilele centrale ale distribuţiilor :

$$\lg C_{S/0,5} = \lg R_N(P_s = 0{,}5) - \lg \sigma_{max}(P_e = 0{,}5) \qquad (4)$$

În vederea unei corelări mai riguroase cu valorile pertinente ale probabilităţii de defectare, se defineşte un coeficient de siguranţă de calcul ca raportul dintre cuantila inferioară de 5‰ a distribuţiei rezistenţei şi cuantila superioară de 5% a distribuţiei solicitării :

$$C_s = \frac{R_N(P_s = 0{,}995)}{\sigma_{max}(P_e = 0{,}95)} \qquad (5)$$

Estimarea probabilităţii de defectare din convoluţia distribuţiilor rezistenţei şi solicitării impune, datorită complexităţii problemelor legate de explicitarea analitică, adoptarea unei metodologii de calcul adecvate, acceptînd anumite ipoteze simplificatoare.

La reprezentarea curbelor rezistenţei de exploatare stabilite experimental, se admite încadrarea într-o distribuţie logaritmică normală a tensiunilor la un nivel de durabilitate dat, pentru intervalul de probabilităţi cuprins între $P_s = 0{,}003 \ldots 0{,}997$ [7], [9] ; în afara acestui interval se preconizează în general ajustarea după legi de distribuţie de tip extreme. Datorită dificultăţilor de ajustare şi a preciziei scăzute la distribuţii poliparametrice, se admite drept bază de calcul extrapolarea distribuţiei logaritmice normale $P_s = f(\lg R_N)$ în domeniul probabilităţilor de supravieţuire ridicate ($P_s \leqslant 0{,}999999$) reclamate de estimarea unor probabilităţi de defectare pertinente pentru siguranţa în exploatare. Estimările rezultate sînt afectate de erori reduse şi conduc la valori ceva mai ridicate ale probabilităţii de defectare, acoperitoare previzional-fiabilistic.

De asemenea, reprezentarea sintetică a solicitării printr-un colectiv de amplitudini stabilit pe baza unei singure înregistrări — ca realizare fizic posibilă a procesului de solicitare aleator — nu poate constitui o bază de dimensionare/verificare fiabilistă pentru o clasă de structuri. Într-o accepţiune probabilistă, descrierea completă a procesului de solicitare impune evaluarea dispersiei amplitudinii maxime a colectivului, subsecventă variabilităţii dimensional — tehnologice din procesul de fabricaţie precum şi a condiţiilor de exploatare. Întrucît efectuarea unor testări repetate sau / şi multiple pe aceeaşi structură sau pe o serie de structuri devine economic prohibitivă, se admite în calcule o distribuţie logaritmică normală a amplitudinii maxime [1], confirmată experimental pentru materialul rulant [8]. În condiţiile de exploatare reglementate în traficul feroviar, abaterea medie pătratică $d_{x\sigma}$ acestei distribuţii este sub 50% din cea a distribuţiei rezistenţei, d_{xR} [4].

Cu aceste ipoteze, integrala de convoluţie a probabilităţii de defectare din relaţia (1) ia forma :

$$P_d = \frac{1}{\sqrt{2\pi}}\int_{-\infty}^{u_0} e^{-\frac{u^2}{2}}\,du \qquad (6)$$

în care variabile u se obţine prin normarea variabilei normale $\xi = x_R - x_\sigma$:

$$u = \frac{(x_R - x_\sigma) - (\bar{x}_R - \bar{x}_\sigma)}{\sqrt{d_{xR}^2 + d_{x\sigma}^2}}, \qquad (7)$$

iar limita de integrare $u_0 = -\frac{\bar{x}_R - x_\sigma}{\sqrt{d_{xR}^2 + d_{x\sigma}^2}}$ rezultă din condiţia de rupere conform ecuaţiei (2).

Eludînd explicitarea analitică a distribuţiei solicitării, metodologia admisă în practica estimărilor fiabiliste [4] permite stabilirea unei probabilităţi de defectare aproximative $P_d^* = (1 - P_s)$ prin intersectarea nivelului tensiunii maxime σ_{max} a colectivului de solicitare cu distribuţia rezistenţei $(R_N - N)P_s$ conform figurii 2.

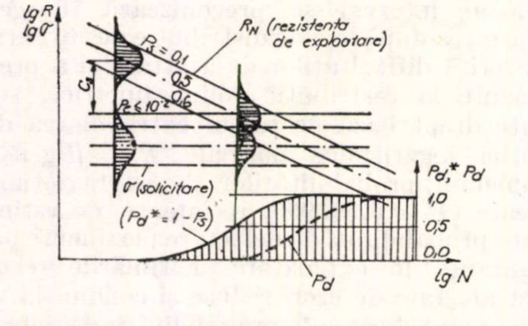


Fig. 2. Metodologia estimării probabilităţii de defectare aproximative P_0^*.

Se presupune însă că stabilirea colectivului de solicitare s-a efectuat în condiţii de exploatare severe, corespunzătoare unei probabilităţi de depăşire reduse a amplitudinii colectivului $P_e(\sigma \geqslant \sigma_{max}) \leqslant 10^{-2}$.

Din expresia cuantilei :

$$x_{P_e} = \bar{x}_\sigma + z \cdot dx_\sigma \quad (8)$$

în care z este valoarea variabilei normale normate aferentă probabilităţii P_e, se deduce valoarea :

$$u_0^* = \frac{-(\bar{x}_R - x_{P_e})}{d_{xR}} = -\frac{\bar{x}_R - \bar{x}_\sigma}{dx_\sigma} + z\frac{dx_R}{dx_\sigma} \quad (9)$$

legată de probabilitatea de defectare aproximativă P_d^* printr-o integrală de tip Laplace — (6). Pentru o valoare stabilită $P_d^* = 1 - P_s$ rezultă pe baza acestei integrale o valoare u_0^*, iar din conjuncţia relaţiilor din (7) şi (9) rezultă valoarea limitei de integrare reale :

$$\mu_0 = \frac{1}{\sqrt{1 + (dx_\sigma/dx_R)^2}}\left(\mu_0^* - z\frac{dx_\sigma}{dx_R}\right) \quad (10)$$

care determină univoc valoarea probabilităţii de defectare reale P_d prin intermediul (6).

Pe baza (10) şi (6) s-au ridicat diagramele de evaluare a probabilităţii reale de defectare $P_d = f(P_d^*)$, funcţie de valoarea probabilităţii P_e şi a raportului abaterilor medii pătratice $d_{x\sigma}/d_{xR}$, [4] — figura 3.

2. Pentru explicitarea estimării probabilităţii de defectare se prezintă o analiză fiabilistă a solicitării dintr-o îmbinare sudată traversă — onjeron de la un cadru de boghiu greu de cale ferată [10], [12]. Spectrul de solicitare s-a determinat prin testarea în exploatare a boghiului pe un traseu de 19 km lungime, care întruneşte procentual elementele caracteristice ale căii de rulare (aliniament şi palier, curbe stînga-dreapta,

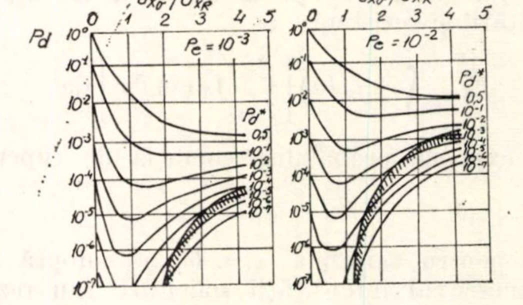


Fig. 3. Diagramele de evaluare a probabilităţii de defectare reale P_d.

abateri şi alte perturbaţii) astfel că se consideră semnificativ pentru condiţiile de exploatare curentă. Pentru două regimuri de exploatare, definite prin vitezele de circulaţie de 160 km/h şi 100 km/h, traseul test a fost parcurs de două ori, circulînd la dus pe linia principală şi la întors pe linia secundară. Spectrul de solicitare extensometric s-a înregistrat, în zonele afectate de concentratori de tensiune din cadrul boghiului, prin explorarea discretă a variaţiei deformaţiilor specifice locale cu ajutorul unor traductoare extensometrice rezistive (TER) mono- şi polidirecţionale [11].

Modelarea matematică a spectrului de solicitare, asimilat cu un proces staţionar —ergodic, a urmărit stabilirea colectivelor de solicitare, ca reprezentări echivalente sintetice în domeniul amplitudinilor. Prelucrarea statistică a spectrelor de solicitare a constat în clasarea digitală după frecvenţa depăşirii nivelelor, ajustarea colectivelor semnificative, subsecvente unor selecţii cu extindere suficient de mare ($H_0 > 10^3$), după o lege de distribuţie teoretică adecvată şi extrapolarea colectivelor la o extindere normată de $\bar{H}_0 = 10^6$, [3] — figura 4. Colectivele de solicitare rezultate în

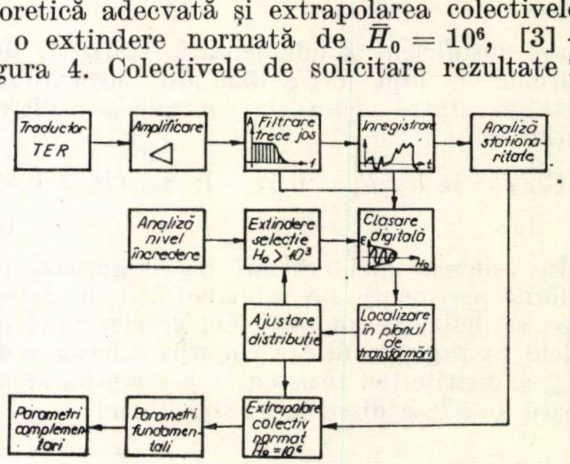


Fig. 4. Organigrama prelucrării statistice a spectrelor extensometrice.

urma clasării au evidenţiat o încadrare strînsă în legea de distribuţie normală, ipoteză larg acceptată şi confirmată în exploatarea în regim staţionar a boghiurilor de cale ferată [8]. Corespunzător unei variabilităţi în exploatare mai largi decît cea rezultată pe baza unei înregistrări de extindere limitată, extrapolarea la o extindere normată a implicat majorarea amplitudinilor maxime cu pînă la 40% faţă de cele clasate în cadrul selecţiilor – figura 5.

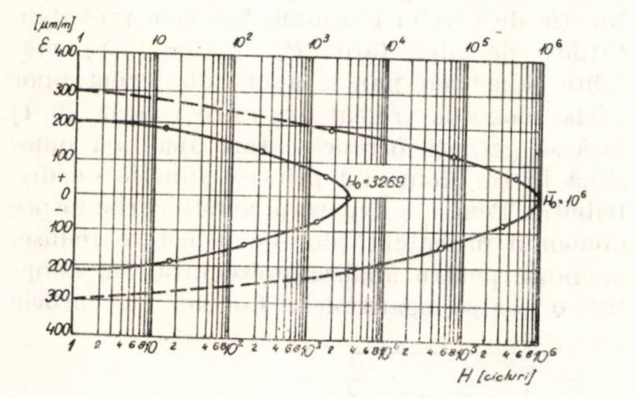


Fig. 5. Colectivul de solicitare clasat şi extrapolat (TER 72/CADRU, v = 160 km/h.

Reprezentarea sintetică sub forma colectivelor de solicitare permite o apreciere cantitativă unitară a gradului de intensitate a procesului de solicitare prin evaluarea parametrilor fundamentali şi complementari [11] – tabelul 1.

minale. Admiţînd în continuare o ipoteză asupra dispersiei posibile a amplitudinii maxime, procesul de solicitare apare univoc definit din punct de vedere statistic.

3. Descrierea probabilistă a capacităţii de încărcare a elementelor sudate ale structurii boghiului presupune explicitarea familiei de curbe izoprobabile ale rezistenţei de exploatare, în accepţiunea unei distribuţii biparametrice $P_s=f(R_N, N)$ a două argumente R_N şi N dependente între ele. În lipsa unor acte tehnico-normative specifice materialului rulant se tratează capacitatea de încărcare a structurilor sudate în rigorile normativului pentru instalaţii de ridicat şi transportat (DIN 15018), singura normă identificată în care se explicitează criteriile de dimensionare pe baza diverselor tipuri de colective de solicitare în exploatare.

În prescripţiile DIN 15018, curbele rezistenţei de exploatare sînt diferenţiate funcţie de gradul de plenitudine al colectivelor de solicitare, durabilitatea impusă şi grupele distincte constructiv-tehnologice de concentratori ($K_0 \ldots K_4$). Din curbele date, raportate la probabilitatea de supravieţuire $P_s = 0{,}9$, la un coeficient de siguranţă $C = 1{,}33$, conjugat cu datele experimentale asupra mărimii dispersiei distribuţiei logaritmice normale acceptate [3], se deduc curbele rezistenţei de exploatare limită ($C = 1{,}0$) pentru asimetria r a colectivelor de solicitare, pentru probabilităţile de supravieţuire de $P_s = 0{,}5$; 0,1, respectiv $P_s = 0{,}995$;

Tabelul 1

Colectiv solicitare		Parametri fundamentali			Parametri complementari		
Zona investigată	Regim [km/h]	Amplitud. maximă $\varepsilon\ (H_0 = 1)$ [μ/mm]	Abatere med. pătratică [μm/m]	Grad plenitudine $p = \frac{\varepsilon\ (\bar{H}_0)}{\varepsilon(H_0=1)}$	Grad asimetrie $r = \frac{\varepsilon_{st} - \varepsilon(\bar{H}_0 = 1)}{\varepsilon_{st} + \varepsilon(H_0 = 1)}$	Factor iregularitate $n = \frac{H_0}{N_1}$	Frecvenţa centrală $\frac{f}{[Hz]}$
Sudură lonjeron-traversă (TER 72)	160	280	53	0	0,41 (tracţ.)	0,77	1,39
	100	272	51,7	0	0,42 (tracţ.)	0,77	1,39
Curbura traversei principale (TER 102R)	160	384	73	0	0,44 (compr.)	0,77	1,39
	100	380	72,3	0	0,45 (compr.)	0,77	1,39

În vederea confruntării solicitărilor determinate cu prescripţiile de calcul, colectivele de amplitudini ale deformaţiilor eminamente elastice se transpun în colectivele de amplitudini ale tensiunilor echivalente evaluate pentru stările de deformaţie plane investigate, conform teoriei energiei de variaţie a formei. Prin reducerea cu un factor de concentrare specific rezultă colectivele de solicitare în tensiuni no-

0,9999 şi 0,999999. Aceste valori au rezultat în urma analizei preliminare a valorilor $P_d^* = 1 - P_s$ pertinente pentru asigurarea, la durabilitatea impusă, a unor probabilităţi de defectare reale $P_d = 10^{-3} \ldots 10^{-8}$.

Deoarece boghiurile sînt proiectate pentru a asigura un parcurs total de aproximativ $3 \cdot 10^6$km în decursul duratei de serviciu de 30 de ani echivalent cu durabilitatea impusă de $N_i = 10^8$

cicluri, pentru explicitarea curbelor rezistenţei, în domeniul megaciclic se acreditează relaţia:

$$N = [N_D(R_N/R_{ND})^{-(2k-1)}]_{(P_S)} \text{ pentru } N > N_D = 2\cdot 10^6 \quad (11)$$

corespunzător unei modificări de pantă faţă de curbele în domeniul durabilităţii limitate:

$$N = [N_D\,(R_N/R_{ND})^{-k}]_{(P_S)} \text{ pentru } N \leqslant N_D = 2\cdot 10^6 \quad (12)$$

relaţii care decurg din teoria de cumulare liniară modificată a degradărilor [5].

4. Estimarea probabilităţii de defectare în exploatarea sudurilor de la construcţia boghiului se evidenţiază pentru cazul relevant al îmbinării lonjeron-traversă neracordate, care se încadrează în grupa de concentratori K_4. Dacă la durabilitatea impusă de $N_i = 10^8$ se limitează probabilitatea de defectare la valorile $P_d < P_d^*$ realizată pentru $P_e < P_d^*$, respectiv pentru valori reduse ale raportului $d_{x\sigma}/d_{xR}$, indiferent de valoarea admisă P_e. În diagrama din figura 6 se ilustrează convoluţia distribuţiei curbelor de rezistenţă cu cele trei distribuţii ale solicitării admise pentru asigurarea probabilităţii de defectare prescrise (10^{-3}; 10^{-6}; 10^{-8}), la o durabilitate impusă de $N_i = 10^8$. Datorită inflexiunii la $N_D = 2\cdot 10^6$ a curbelor rezistenţei de exploatare şi a variaţiei dispersiei funcţie de nivelul tensiunii, funcţiile probabilităţilor de defectare $P_d^{(1).\,(2).\,(3)} = f\,(N)$ stabilite punct cu punct, apar sub forma unor curbe monoton crescătoare între valorile (0, 1) fără să permită o reprezentare analitică omogenă în tot domeniul printr-o funcţie de distribuţie. Pentru a departaja aceste curbe înspre domeniul probabilităţilor de defectare reduse, operante pentru analiza prezentată, s-a adoptat o scară logaritmică. Corelat cu curbele

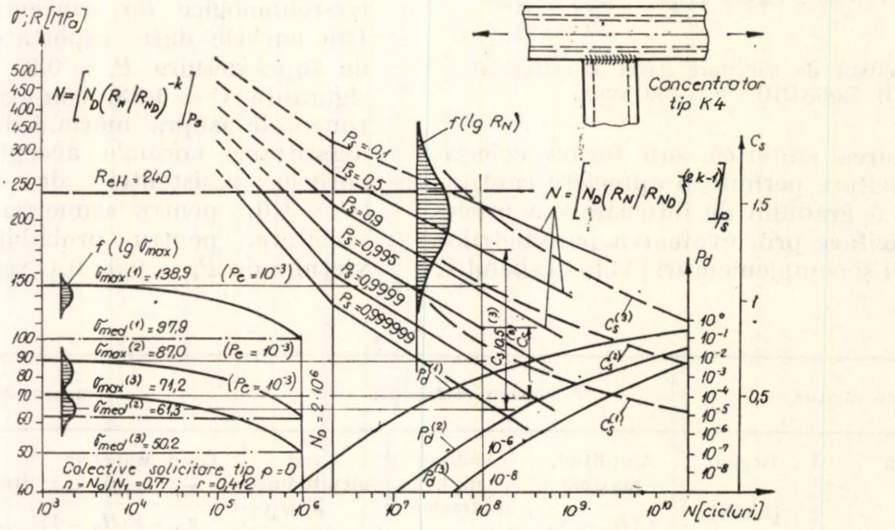


Fig. 6. Estimarea probabilităţii de defectare pentru îmbinarea sudată neracordată lonjeron-traversă (K_4).

$P_d^{(1)} = 10^{-3}$; $P_d^{(2)} = 10^{-6}$; $P_d^{(3)} = 10^{-8}$ — interval demarcat de valorile aferente unor cerinţe minimale respectiv exigente ale siguranţei în exploatare, pe baza metodologiei simplificate expuse se pot evalua nivelele admisibile ale solicitării. La efectuarea calculelor s-a admis o probabilitate de depăşire a valorii amplitudinii maxime de $P_e = 10^{-3}$, avînd în vedere că testarea s-a efectuat sever ($v = 160$ km/h), confirmat prin atingerea unor coeficienţi dinamici ai solicitării de pînă la 40% faţă de valoarea de 25% acceptată pentru exploatarea curentă.

Apreciindu-se că în condiţii de exploatare reglementate raportul abaterilor medii pătratice este $d_{x\sigma}/d_{xR} < 0{,}5$ [4] corecţia pentru estimarea probabilităţii de defectare reale rezultă de pînă la 10^{-2}, în concordanţă cu condiţia $P_d^{(1).\,(2).\,(3)} = f(N)$, s-au reprezentat în aceeaşi diagramă variaţiile corespunzătoare ale coeficienţilor de siguranţă de calcul aferenţi $C_s^{(1).\,(2).\,(3)} = f\,(N)$.

Dependenţa dintre probabilitatea de defectare şi coeficienţii de siguranţă centrali şi de calcul este redată în figura 7.

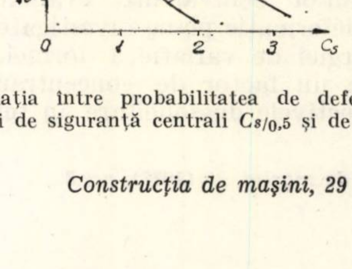


Fig. 7. Corelaţia între probabilitatea de defectare P_d şi coeficienţii de siguranţă centrali $C_{s/0,5}$ şi de calcul C_s.

Pentru posibilitatea unei analize a probabilității de defectare în cazul atenuării efectului de concentrare, s-au efectuat în paralel calculele pentru o soluție constructivă îmbunătățită prin racordarea zonei de îmbinare lonjeron-traversă, încadrată în grupa de concentratori K_3. Acceptîndu-se drept premiză că în urma modificărilor constructive și implicit a redistribuirii tensiunilor locale nu se modifică tipul colectivului de solicitare, rezultă, pentru rezistențele de exploatare admise superioare, nivele superioare ale solicitării care conduc la atingerea valorilor prescrise ale probabilității de defectare ($P_d = 10^{-3}$; 10^{-6} ; 10^{-8}) în dreptul durabilității impuse de $N_i = 10^8$ (figura 8).

limita probabilitatea de defectare la valorile mai reduse de $P_d^{(2)} = 10^{-6}$, respectiv $P_d^{(3)} = 10^{-8}$.

Confruntarea celor două tipuri de îmbinări sudate relevă posibilitatea realizării unei construcții considerabile mai ușoare — cu o greutate proprie mai redusă cu pînă la 55 % față de soluția neracordată, de tip K_4 — prin adoptarea unei concepții constructiv tehnologice mai judicioase prin atenuarea concentratorilor de tensiune.

Din analiza efectuată rezultă că reducerea greutății proprii a structurii boghiului este obtenabilă și prin reducerea durabilității în exploatare, cu menținerea la un nivel prescris a indicatorilor de fiabilitate, decizia fiind însă o

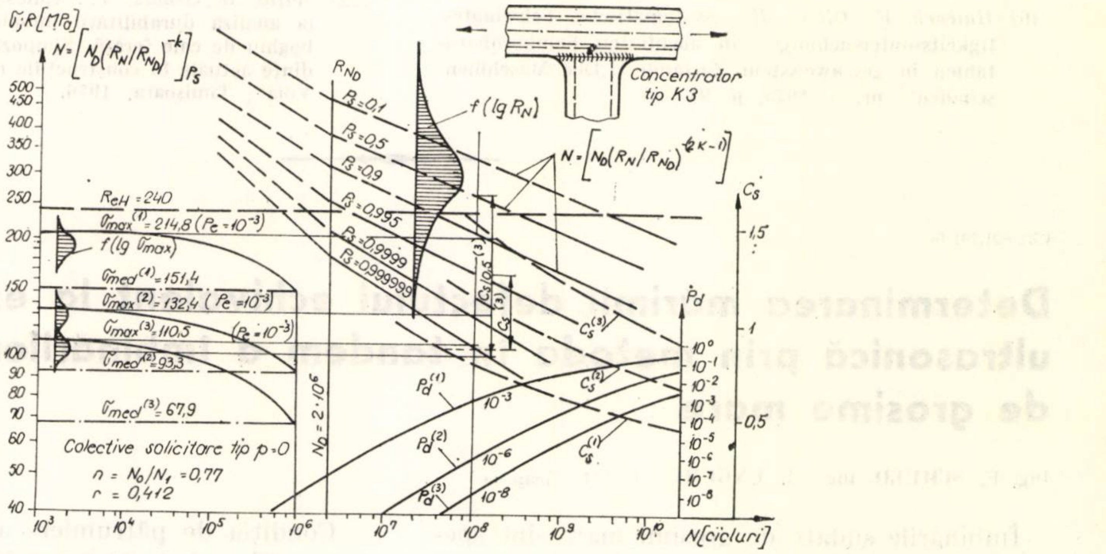


Fig. 8. Estimarea probabilității de defectare pentru îmbinarea sudată racordată lonjeron-traversă (K_3).

Dacă pentru construcția chesonată a cadrului boghiului se admite că geometria secțiunii transversale rămîne invariabilă, la aceeași încărcare nominală grosimea peretelui chesonului și deci greutatea proprie a cadrului este invers proporțională cu nivelul solicitării admise respectiv cu valoarea probabilității de defectare, conform relației :

$$\frac{g^{(1)}}{g^{(2)}} = \frac{\sqrt[4]{1 - \frac{A}{\sigma_{max}^{(1)}} - 1}}{\sqrt[4]{1 - \frac{A}{\sigma_{max}^{(2)}} - 1}} \qquad (13)$$

în care g reprezintă grosimea peretelui, σ_{max} — nivelul solicitărilor admise, dependent de valoarea P_d, A — o constantă funcție de încărcarea și geometria secțiunii transversale a chesonului. Luînd ca situație de referință $P_d^{(1)} = 10^{-3}$, pentru ambele tipuri constructive ale îmbinării sudate rezultă o majorare a grosimii peretelui chesonului cu 62 %, respectiv 95 %, pentru a

problemă de compromis tehnico-economic. Pentru a menține, de exemplu, probabilitatea de defectare sub 10^{-6}, respectiv 10^{-8} pentru o construcție ușoară, dimensionată pentru o siguranță în exploatare mai redusă ($P_d = 10^{-3}$ pentru $N_i = 10^8$), durabilitatea trebuie redusă corespunzător la $2 \cdot 10^7$ respectiv 10^6.

5. În consecință, alegerea valorii probabilității de defectare admise la durabilitatea impusă ca indicator esențial în cadrul concepției previzional fiabiliste a structurilor sudate, trebuie abordată pe baza unei analize amănunțite a criteriilor tehnico-economice și funcționale, întrucît are implicații majore asupra dimensionării și siguranței în exploatare a structurilor. Considerentele economice ale acestei dimensionări vizează nu numai aspectul reducerii consumului de material pentru realizarea construcțiilor cît și aspectul reducerii consumului energetic în tracțiunea feroviară prin reducerea greutății proprii a materialului, rulant.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Buxbaum, O.* : Verfahren zur Ermittlung von Bemessungslasten schwingbruchgefährdeter Bauteile aus Extremwerten von Häufigkeitsverteilungen, ,,Konstruktion'' nr. 20, 1968, p. 425–430.

[2] *Ferry, Borges, Castanheta, J. M.* : Siguranţa structurilor, Editura tehnică, Bucureşti, 1974.

[3] *Gassner, E., Haibach, E.* : Testing procedures for the design and life estimation of fatigue-sensitive structures, Structural safety and reliability – Pergamon Press, Oxford–New York, 1972, p. 299–321.

[4] *Haibach, E.* : Beurteilung der Zuverlässigkeit schwingbeanspruchter Bauteile (LBF-Mitteilung), ,,Luftfahrttechnik-Raumfahrttechnik'', nr. 8, 1967, p. 188–193.

[5] *Haibach, E.* : Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung, Laboratorium für Betriebsfestigkeit – T.M. Nr. 50/70.

[6] *Haibach, E., Oliver, R.* : Systematische Schwingfestigkeits-untersuchungen an hochfesten Feinkornbaustählen in geschweisstem Zustande, ,,Der Maschinenschaden'', nr. 3, 1975, p. 91–95.

[7] *Haibach. E., Olivier, R.* : Doc. IIS/IIW XV–349–74, Part II Remarks on the Re-anaylsis of Fatigue Data for Welded Joints in Steel by Gurney and Maddox.

[8] *Lange, H.* : Die Prüfung von Grossbauteilen aus dem Eisenbahnwesen und der Problematik von Lastannahmen dabei, ZEV-Glasers Annalen'', nr. 10, 1974, p. 340–346.

[9] *Lieurade, H. P.* : Etude du comportament en fatigue à programme d'assemblages soudés en croix, ,,Soudage et Techniques, Connexes, Nr. 9–10, 1975, p. 325–337.

[10] *Raţiu, M., Halchini, Schulz, T.* : Analiza durabilităţii structurii metalice boghiurilor de cale ferată. Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice ,,Ecotehnică-contemporană''-ICPVA Arad, 1975.

[11] *Raţiu, M., Schulz, T.* : Prelucrarea spectrelor extensometrice înregistrate la încercarea structurii metalice a boghiurilor. Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice ,,Ecotehnică contemporană'' – ICPVA Arad, 1975.

[12] *Raţiu, M., Schulz, T.* : Aplicarea conceptelor fiabiliste la analiza durabilităţii îmbinărilor sudate de la un boghiu de cale ferată. Simpozionul ,,Probleme şi tendinţe actuale în construcţiile metalice'', I. P. ,,Traian Vuia'', Timişoara, 1976.

CZ : 621.791.16

Determinarea mărimii defectului echivalent la examinarea ultrasonică prin metoda în tandem a îmbinărilor sudate de grosime mare

Ing. F. SCHULD, ing. I. UNGURU – I.S.I.M.–Timişoara

Îmbinările sudate de grosimi mari sînt specifice construcţiilor sudate cu solicitări mari şi variate, spre exemplu instalaţiile de înaltă presiune, cărora controlul trebuie să le asigure fiabilitate şi siguranţă maximă în exploatare. Pentru controlul ultrasonic al acestor îmbinări sudate se defineşte noţiunea de ,,control ultrasonic complet'' [1]. Prin aceasta se înţelege investigarea cu ultrasunete a fiecărui element de volum din cusătura sudată sub patru unghiuri diferite (fig. 1).

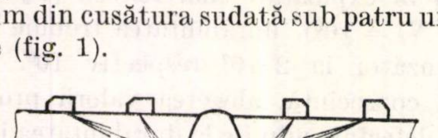


Fig. 1. Unghiuri de pătrundere necesare la controlul ultrasonic complet al cusăturilor sudate de grosime mare

Sub fiecare din aceste unghiuri fasciculul ultrasonic trebuie dirijat spre elementul de volum, astfel încît proiecţia axei fasciculului pe planul tangent la suprafaţa de examinare să parcurgă domeniul unghiular de la 0° la 360° (fig. 2).

Condiţia de pătrundere a fasciculului ultrasonic sub patru unghiuri diferite impune utilizarea a minim două palpatoare cu unghiuri de pătrundere diferite. În cazul grosimilor mari

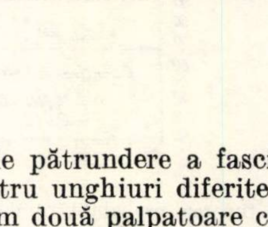


Fig. 2. Direcţiile de orientare a palpatoarelor la controlul complet al elementului de volum

şi cu defecte plane orientate perpendicular pe suprafaţa cusăturii sudate fasciculul ultrasonic cu unghiul de deschidere uzual (3–8°) nu este reflectat de defect astfel încît să revină la palpator, fiind necesară utilizarea a două palpatoare cuplate în tandem [2, 3]. Cerinţele unui control complet care foloseşte această tehnică de examinare sînt satisfăcute numai în condiţiile realizării unui control automat sau semiautomat. Realizarea controlului automat după toate direcţiile probabile de orientare a defectelor plane este limitată de complexitatea insta-

lațiilor de control automat, motiv pentru care această tehnică se aplică și manual ca o completare a tehnicilor de examinare cu un singur palpator. În acest caz, la fel ca la examinarea cu un singur palpator, se caută asocierea defectului real cu un defect echivalent prin amplitudinea ecoului. Metoda de examinare în tandem necesită (ca și metoda de examinare cu un singur palpator) diagrame *AVG* de variabilitate generală pentru reflectoare sub formă de disc circular. Vom arăta în continuare cum pot fi elaborate diagrame AVG normate atît pentru lucru cu palpatoare emisie recepție identice, precum și diferite [10].

Baze fizice

În figura 3 considerînd reflexia de fund ideală, transmisia fasciculului la metoda de examinare în tandem se realizează astfel : unda acustică generată de emițătorul E, cade pe reflectorul D la distanța S_1, unda reflectată de reflectorul D este recepționată după parcurgerea distanței S_2 de receptorul R.

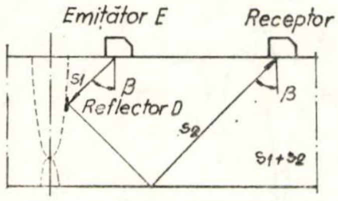


Fig. 3. Controlul cusăturilor sudate de grăsimi mare după metoda în tandem

Parcursul sonor total este deci :

$$S = S_1 + S_2 \quad (1)$$

Examinarea în tandem reprezintă prin urmare cazul general de aplicare a metodei ultrasonice prin impuls reflectat : palpatoarele (de emisie și de recepție) nu trebuie să fie nici identice nici egale. Primele soluții pentru tratarea teoretică și experimentală a problemei transmisiei ultrasonice emițător-reflector-receptor [5], referitoare la dependența semnalului recepționat de mărimea și poziția reflectorului la o diatanță S dată, între emițător receptor, sînt reprezentate în figura 4. Mărimea relativă a defectului G în mărimi normate rezultă :

$$G(E) = \frac{D_D}{D_E} \text{ respectiv } G(R) = \frac{D_D}{D_R} \quad (2)$$

unde (D_D, D_E, D_R reprezintă diametrul reflectorului, emițătorului și receptorului). Distanțele S, S_1, S_2 rezultă :

$$S_{1,2}\,(E) = \frac{4\lambda}{D_{E^2}}\, S_{1,2} \text{ respectiv } S_{1,2}\,(R) = \frac{4\lambda}{D_{R^2}}\, S_{1,2} \quad (3)$$

În practică sînt necesare pentru mărimile reflectoarelor și pozițiile în care apar, mulțimea de diagrame (fig. 4).
Pentru a nu repeta mereu calculele care apar, se pot aplica soluții aproximative pentru ridicarea unor diagrame *AVG* generale pentru metoda de tandem [4, 6].

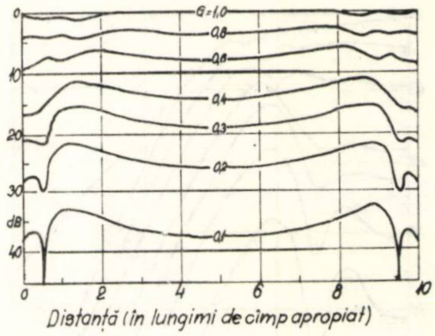


Fig. 4. Dependența dintre amplitudinea indicației și distanța de la reflector, pentru metoda în tandem (G — mărimea relativă a reflectorului)

Diagrama AVG pentru metoda de examinare în tandem

Problema complicată de transmisie ultrasonică între emițător-reflector receptor se simplifică considerînd receptorul (pasiv) drept emițător activ. Se pune problema semnalului rezultant (total) din semnalul $P(E, D, S_1)$, produs de reflectorul D în poziția S_1 din cîmpul acustic al emițătorului E și semnalul $P(D,R,S_2)$ produs de reflectorul D în receptorul R la distanța S_2. Ca ecuație rezultă :

$$P(E, D, R, S,) \approx P(E, D, S_1) \cdot P(R, D, S_2) \quad (4)$$

Parametrii S_1, S_2, S ai funcției P exprimă că legile distanțelor permit determinarea mărimii semnalului la diferite distanțe. Fără calcularea funcțiilor complicate $P(E, D, S_1)$ și $P(R, D, S_2)$ se poate determina însă semnalul recepționat $P(E, D, R, S)$, dacă ținem seama că receptorul urmează să fie tratat ca un emițător și că diagrama *AVG* pentru un singur palpator rezultă ca un caz particular al metodei în tandem [5, 8]. Condițiile particulare ale funcționării cu un singur palpator sînt :

$$E \equiv R \text{ și } S_{1\equiv} = S_{2\equiv} = S/2 \quad (5)$$

Simbolul ≡ indică identitatea dintre emițător și receptor. În figura 5 se ilustrează o diagramă *AVG* specială reprezentată pe distanța normată $S_1(E)$ după ecuația (3) unde s-a ales valoarea amplitudinii semnalului P în dB
Din formula (4) în sistemul dB ($P_0 = 1$) avem :

$$V(E, D, R, S,) \approx V(E, D, S_1) + V(R, D, S_2) \quad (6)$$

Deoarece s-a presupus identitatea comportării la emisie și recepție rezultă pentru funcția cu un singur palpator:

$$V_{\equiv}(E, D, R, S,) - V_{\equiv}(E, D, S/2) + V_{\equiv}(R, D, S/2) = 2V_{\equiv}(E, D, S/2) \quad (7)$$

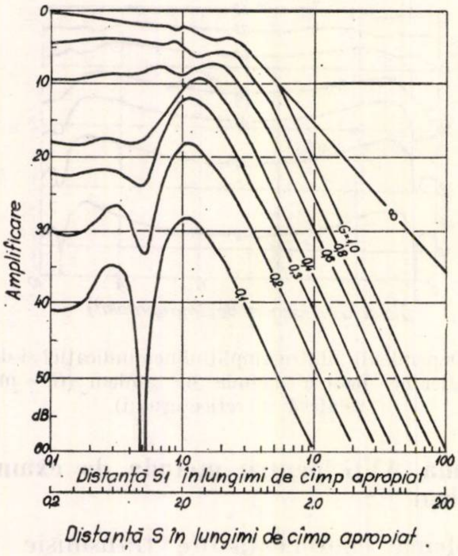


Fig. 5. Diagrama *AVG* pentru metoda cu un singur palpator.

Aceasta oferă posibilitatea determinării mărimilor $V(E\ , D, S_1)$ și $V(R, D, S_2)$ căutate pentru funcționarea în tandem din diagrama *AVG* specială, pentru funcționarea cu un singur palpator și anume:

$$\begin{aligned} &1/2[V_{\equiv}(E, D, S_1) + V_{\equiv}(R, D, S_2)] = \\ &= V(E, D, S_1)\ V(R, D, S_2) = V(E, D, R, S) \end{aligned} \quad (8)$$

Semnalul de ecou căutat $V(D, E, R, S)$ se obține ca semisuma valorilor pentru ecourile reflectate care se obțin palpînd reflectorul în pozițiile emițătorului și receptorului în sistemul de lucru cu un singur palpator. În mod obișnuit la metoda de examinare în tandem, semnalul la receptor nu se raportează la presiunea acustică P_0 ci la un semnal cu același parcurs sonor pe o traiectorie cu o reflexie intermediară (transmisie acustică în V). Dacă reflectorul din figura 1 de mărime G se înlocuiește cu un reflector infinit $G = \infty$, analog cu ecuația (8) acest ecou de bază poate fi luat ca transmisie directă a sunetului între emițătorul E și receptorul R astfel:

$$\begin{aligned} &V_{BAZA}(E, \infty, R, S) = \\ &= \frac{1}{2}\,[V_{\equiv}(E, \infty, S_1) + V_{\equiv}(R, \infty, S_2)] \end{aligned} \quad (9)$$

Semnalul în tandem ΔV de la reflectorul D real se obține:

$$\begin{aligned} &\Delta V(E, D, R, S) = \frac{1}{2}\,[V_{\equiv}(E, D, S_1) + \\ &+ V_{\equiv}(R, D, S_2)] - \frac{1}{2}\,[V_{\equiv}(E, \infty, S_1) + \\ &+ V_{\equiv}(E, \infty, S_2)] \end{aligned} \quad (10)$$

Dacă menținem raportul S_1/S constant (ceea ce facem în cazul diagramelor cu un singur palpator) atunci obținem pentru diferite distanțe S, adică diferite grosimi, o diagramă *AVG* tandem, ridicată corespunzător diagramei pentru metoda de lucru cu un singur palpator.

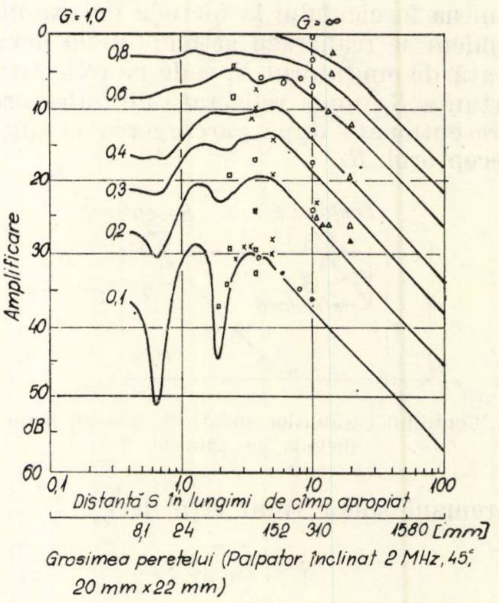


Fig. 6. Diagrama *AVG* pentru funcționarea în tandem
o — puncte de măsurare conform [5]
□ — puncte de măsurare palpator înclinat, 2 MHz, 45°, 20×22 mm
× — puncte de măsurare palpator înclinat, 2 MHz, 45°, Ø 20 mm
Δ — puncte de măsurare palpator înclinat, 2 MHz, 45° 8×9 mm

În figura 6 este reprezentată o diagramă pentru cazul $S_1/S = 1/4$ adică defectul se situează mereu în mijlocul peretelui. În mod asemănător se obțin și pentru alte rapoarte de divizare S_1/S, diagrame ca exemplu: $S_1/S = 3/8$ (fig. 7)

Cînd S_1 se apropie de $S/2$ rezultă cazul limită din nou, din diagrama pentru un singur palpator (fig. 5). Această diagramă se înserează la diagramele din figura 6 și figura 7. Se poate ajunge la o înțelegere numind diagrame *AVG* numai diagramele la care distanța dintre emițător și receptor se realizează ca o variabilă independentă.

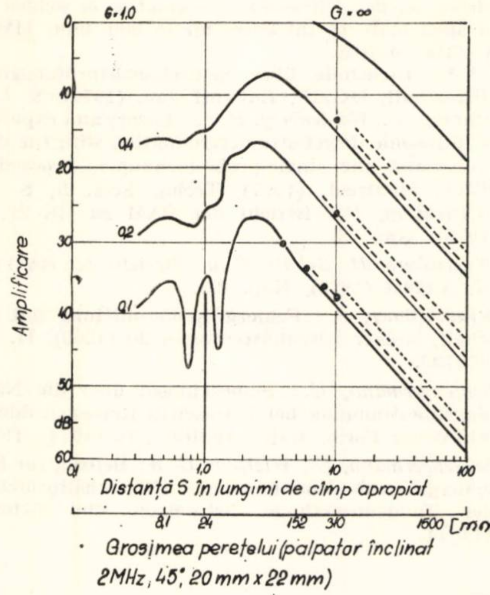


Fig. 7. Diagrama AVG pentru metoda în tandem (emițător= receptor)

——— curbe pentru $S_1/S = 3/8$

– – – curbe pentru $S_1/S = 2/8$

. . . . . curbe pentru $S_1/S = 1/8$

o — puncte de măsurare pentru $S_1/S = 3/8$ după [5]

Diagramele AVG în cazul palpatoarelor de emisie și de recepție inegale

Cînd reflectorul se situează în cîmpul apropiat al palpatorului de emisie și de recepție (sau din alte condiții de examinare), la metoda în tandem se utilizează palpatoare de emisie și de recepție neegale. Cazul se rezolvă corespunzător cu ecuația (10); nu mai trebuie avut în vedere că mărimea relativă a defectului G și distanțele normate $\bar{S}_1$ și $\bar{S}_2$ sînt acum diferite pentru emițător și receptor.

Pentru exemplificarea construcției diagramele *AVG* în tandem generale se consideră:

$$D_R = 2D_E,\ G(E)=0{,}6\ ;\ G(R)=0{,}3\ ;\ S_1=4N(E)\ ;$$

$S_2 = 3N(R)$, unde N este lungimea cîmpului apropiat. La funcționarea cu un singur palpator emițător din figura 5 rezultă:

$$V_{\equiv}(E, D, S_1) = 14{,}5 \text{ dB}$$

$$V_{\equiv}(E, \infty, S_1) = 7{,}5 \text{ dB}$$

Pentru receptor rezultă la fel:

$$V_{\equiv}(R, D, S_2) = 21{,}5 \text{ dB}$$

$$V_{\equiv}(R, \infty, S_2) = 5{,}0 \text{ dB}$$

Pentru semnalul în tandem conform ecuației (10) rezultă:

$$\Delta V(E, D, R, S) = \frac{14{,}5 + 21{,}5}{2} - \frac{7{,}5 + 5{,}0}{2} = 11{,}75 \text{ dB}$$

Semnalul în tandem ΔV ar fi cu 12 dB sub semnalul de bază. O asemenea diagramă pentru palpatoare de emisie și de recepție diferite se reprezintă mai avantajos funcție de distanța absolută (fig. 8).

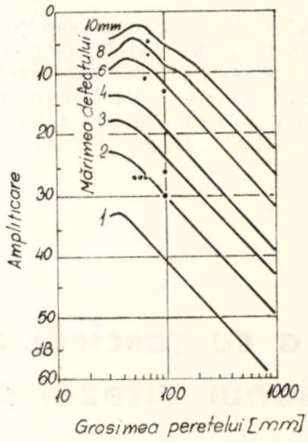


Fig. 8. Diagrama *AVG* specială pentru funcționarea în tandem $S_1/S = 1/4$; cîte un palpator de 2 MHz, 45°, 8×9 mm și 20×22 mm

● puncte de măsurare

Relațiile menționate și diagramele prezentate sînt valabile pentru cristalele circulare și reflectoare disc circular. Palpatoarele înclinate au de regulă oscilatoarele aproximativ pătrate, motiv pentru care sînt comparabile cu un oscilator circular echivalent [9]. Stabilirea semnalului de bază $V(E, \infty, R, S)$ s-a făcut egalîndu-se aceasta cu ecoul de fund de la distanța $S/2$. Putem presupune că defectul la semnalul tandem ΔV are soluția aproximativă a ecuației (4), soluție care face imposibil un semnal mai mare pentru un reflector finit, decît pentru cel infinit.

Confirmarea experimentală

Pentru confirmare s-au executat încercări pe găuri cu fundul plat cu oscilatoare circulare și dreptunghiulare. În cazul oscilatoarelor circulare corespondența este foarte bună. În cazul oscilatoarelor dreptunghiulare apar abateri de 2—3 dB în cîmpul apropiat explicate prin aceea că se utilizează diagrame de oscilatoare circulare echivalente (fig. 6, fig. 7).

Concluzii

Pentru determinarea mărimii defectului echivalent la examinarea în tandem sînt necesare legile de distanță pentru ecourile indicate la această dispunere a palpatoarelor.

Diagramele *AVG* tandem descrise în lucrare au fost extrase cu ajutorul aproximărilor din diagramele *AVG* cunoscute pentru examinarea cu un singur palpator. Ele se referă ca și acestea la un raport fix între distanța emițător reflector și emițător receptor.

Diagrama *AVG* pentru examinarea cu un singur palpator reprezintă prin urmare cazul limită al șirului de diagrame în tandem prevăzute aici (fig. 5–7). O comparație a diagramelor pentru raportul distanțelor de $S_1/S = 1/8$; $S_1/S = 2/8$; $S_1/S = 3/8$, arată că curbele de defect în cîmpul îndepărtat includ un interval constant de 3–4 dB reprezentat în figurta 7. Dacă se admite această toleranță pentru curbele de defect putem ca, la determinarea mărimii defectului în cîmpul îndepărtat, independent de poziția defectului în piesa controlată, să utilizăm întotdeauna aceeași diagramă *AVG* (fig. 4).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Trumpfheller, R.* : Zerstörungsfreies Prüfen von Schweissungen an Behältern und Rohrleitungen in der Kerntechnik, ,,Schweissen und Schneiden'', nr. 23/1971.

[2] *Lack, B. J.* : Ultrasonic examination of welds in thick plate using a double probe inline technique. Brit. Wdg. J. 9 (1962), H. 2, S. 54/60.

[3] *Sterke, A. de* : Ultrasonic examination of welded joints in steel plate of thickness up to 300 mm. IIW-Dok. V–318–66/OE.

[4] * * * : Richtlinie über Schweissnahtprüfungen mit Ultraschall, DGZfP, Entwurf Jan. (1974), S. 11.

[5] *Mundry, E., Wüstenberg, H. u.* : Theory and experiments of ultrasonic defect-size determination with the double-probe and the single-probe-technique, Proceed. & th ICNT, Montreal, (1967), Techn. Sess. S, S. 58/62.

[6] *Wüstenberg, H.* : Bericht der BAM zu RS 27, März (1972), Kap. 3.

[7] *Wüstenberg, H., Schulz, E. u.* : Bericht der BAM zu RS 27, August (1973), Kap. 7.3.

[8] *Krautkrämer, J.* : Fehlergrössenermittlung mit Ultraschall, Archiv Eisenhüttenwesen 30 (1959), H. 11, S. 693/703.

[9] *Schlengermann, U.* : Bemerkungen über die Nahfeldlängenbestimmung bei Ultraschall-Kolbenstrahlen verschiedener Form, Materialprüfung 16 (1974), H. 5.

[10] *Schlengermann, U., Wielpütz U. u* : Beitrag zur Ersatzfehlergrössenbestimmung beim Ultraschallprüfen nach der Tandem-methode. Schweissen und Schneiden, H.5/74.

CZ : 621.791.172

Sudarea cu fascicul de electroni a carcasei sincron pe pinionul vitezei a II-a de la autoturismul ARO–240

Ing. Dorin-Marius DEHELEAN, fiz. Mihaela-Luminița PASCU – Institutul de sudură și încercări de materiale – TIMIȘOARA

1. Utilizarea sudării cu fascicul de electroni la realizarea elementelor cutiei de viteză de la autovehicule permite efectuarea unor modificări substanțiale în concepția și execuția lor. În acest domeniu o problemă principală o constituie obținerea unor pinioane cu lungime cît mai mică, rigide, silențioase în funcționare și la un preț de cost minim. Astfel, îmbinarea carcasei sincron și pinionul unei viteze, prin sudare cu fascicul de electroni, permite :

— realizarea carcasei sincron dintr-o tablă ambutisată, deci, obținerea unei piese mult mai economic decît în situația execuției ei ca și corp comun cu pinionul ;

— simplificarea danturării angrenajului prin facilitarea accesului sculei de danturare și prin posibilitatea suprimării canalului de degajare al sculei de danturare, necesar în cazul prelucrării convenționale.

Prin sudare cu fascicul de electroni rezultă o reducere de lungime de circa 10%, respectiv o reducere a greutății și a prețului cutiei de viteză. Totodată, se produce o îmbunătățire a rigidității, ceea ce se traduce printr-o funcționare mai silențioasă. Datorită calității sudurilor cu fascicul de electroni este posibilă, de asemenea, creșterea cuplului transmis prin cutia de viteză.

2. Pinionul vitezei a II-a de la autoturismul ARO–240 este executat din oțel de cementare 28 TMC 12, călit și revenit, cementat pe o adîncime de 0,5 mm, iar carcasa sincron din oțel OLC 45 călit și revenit. În tabelul 1 sînt indicate compozițiile chimice prescrise, respectiv caracteristicile mecanice ale celor două oțeluri.

Cele două repere – înainte de sudare, respectiv după sudare cu fascicul de electroni – sînt prezentate în figura 1.

3. Sudarea celor două materiale de bază (28 TMC 12 și OLC 45) ridică o serie de dificultăți datorită :

Tabelul 1

Compozițiile chimice și caracteristicile mecanice ale celor două materiale de bază

Materialul	C %	Si %	Mn %	Cr %	Ti %	Ni %	Cu %	P %	S %	R_c N/mm²	R_r N/mm²
28TMC12	0,24–0,32	0,17–0,37	0,8–1,0	1,0–1,3	0,04–0,1	<0,30	0,30	<0,035	<0,035	900	1100
OLC45	0,42–0,49	0,17–0,37	0,5–0,8			0,30	0,30	<0,040	<0,040	360	620

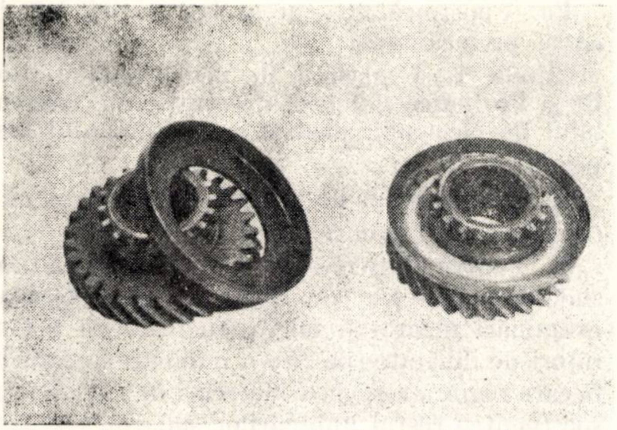


Fig. 1: Pinionul vitezei a II-a înainte şi după sudare cu fascicul de electroni.

— conţinutului ridicat de carbon al oţelului OLC 45, circa 0,42–0,49 %.
— stratului superficial cementat al oţelului 28TMC12.

La sudarea cu procedeele convenţionale de sudare a oţelului OLC 45 se produce o fragilizare a materialului datorită constituenţilor structurali duri. Acest fenomen se accentuează la sudarea cu fascicul de electroni datorită concentrării mari a energiei la sudare şi, ca urmare, vitezelor de răcire mai mari decît la sudarea prin procedeele convenţionale (circa 500°C/s la 800°C).

În ceea ce priveşte sudarea oţelului cementat 28 TMC 12, în literatură se recomandă, de obicei, îndepărtarea stratului cementat pe zona de sudare. Pentru soluţionarea dificultăţilor menţionate este necesară reducerea vitezelor critice la sudare la o valoare inferioară vitezei critice de răcire. În acest sens, la sudarea cu fascicul de electroni există următoarele posibilităţi:

a. sudarea cu un fascicul de electroni defocalizat şi cu o viteză de sudare relativ redusă, creindu-se astfel o baie de sudură cu un volum mai mare;
b. sudarea cu preîncălzire;
c. sudarea cu tratament termic după sudare (postîncălzire);
d. sudarea cu material de adaos.

Întrucît ultima soluţie este legată de o serie de dificultăţi, de realizare, în lucrare nu a fost luată în considerare.

4. Experimentările de sudare s-au efectuat pe instalaţia de sudare cu fascicul de electroni a I.S.I.M., construită la Institutul de fizică atomică Bucureşti şi prezentată în figura 2.

Analizînd cele două repere s-a ajuns la concluzia că, din punctul de vedere al realizării sudurii cu fascicul de electroni, cea mai simplă soluţie ar fi executarea unei suduri circulare „oarbe", prin carcasa sincron, folosind rotaţia ω a dispozitivului de deplasare al instalaţiei de sudare.

O problemă critică la sudarea circulară automată o constituie craterul terminal al sudurii. În general, această zonă, datorită solicitărilor care apar, este o zonă potenţială de defecte pentru îmbinarea sudată. Din această cauză sînt necesare măsuri pentru micşorarea craterului terminal.

În cazul sudării cu fascicul de electroni reducerea craterului sudurii se poate face prin micşorarea treptată a puterii fasciculului după parcurgerea unei rotaţii a piesei şi întreruperea fasciculului în momentul în care nu se mai realizează o topire a materialului (slope control). Prin reducerea puterii fasciculului de electroni şi defocalizarea corelată cu modificarea puterii,

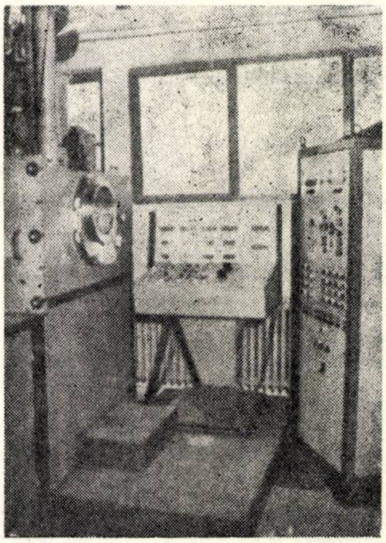


Fig. 2: Instalaţia de sudare cu fascicul de electroni ISIM

efectul termic devine din ce în ce mai mic şi craterul sudurii „se umple" practic cu material. În figura 3, respectiv figura 4 se prezintă craterele terminale ale unor suduri realizate cu întrerupere directă, respectiv programată (slope control) a fasciculului de electroni. Din figurile menţionate rezultă că prin oprirea programată a procesului de sudare se obţine un crater cu aspect corespunzător.

Regimurile de sudare experimentate sînt prezentate în tabelul 2.

Pentru rezolvarea problemelor metalurgice menţionate mai sus, s-au luat următoarele măsuri:

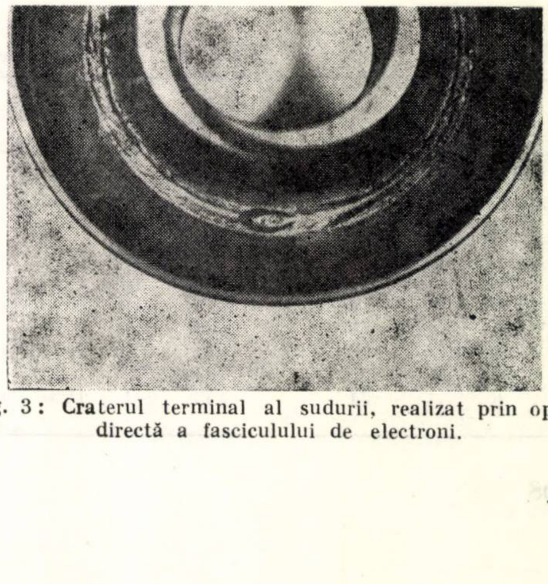


Fig. 3: Craterul terminal al sudurii, realizat prin oprire directă a fasciculului de electroni.

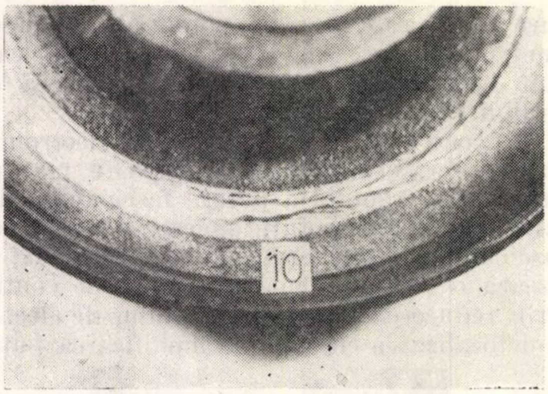


Fig. 4 : Craterul terminal al sudurii, realizat prin oprire programată a fasciculului de electroni.

Po — postîncălzire, în același regim termic ca și preîncălzirea.

Cifrele 1—3 plasate în urma simbolurilor **Pr** și **Po** indică numărul de rotație ale fasciculului de electroni, utilizat la tratamentul respectiv.

În fiecare regim de sudare s-au realizat cîte cinci îmbinări sudate.

5. Pentru aprecierea calității îmbinărilor sudate cu fascicul de electroni s-au efectuat examinări macro- și microstructurale și măsurători de duritate (pe cîte o îmbinare sudată în fiecare regim), respectiv încercări de rupere prin șoc (pentru restul îmbinărilor sudate).

Tabelul 2

Regimurile de sudare cu fascicul de electroni

Regim	U_a kV	I_s mA	P kW	v_s m/min.	E_L kJ/m	D_T mm	V_T torr	V_C torr	I_{foc} div.	Slope	Tratament termic
1	34	110	3,75	0,40	563	155	3.10^{-6}	$1,5.10^{-5}$	6,0	da	—
2	34	110	3,75	0,40	563				6,0		Pr1
3	34	140	4,75	0,45	633				6,5		Pr1
4	34	110	3,75	0,40	563				6,0		Pr1+Po1
5	34	110	3,75	0,40	563				6,0		Pr2
6	35	100	3,50	0,40	524				5,9		Pr2+Po1
7	35	100	3,50	0,40	524				5,9		Pr3
8	34	110	3,75	0,40	563				6,0		Pr3+Po1

Notații : U_a — tensiunea de accelerare, I_s — curentul fasciculului de electroni, v_s — viteza de sudare, E_L — energia liniară, D_T — distanța de tir, V_T — presiunea în turn, V_C — presiunea în camera de sudare, I_{foc} — curentul de focalizare

— sudurile s-au executat cu viteze de sudare relativ reduse pentru sudarea cu fascicul de electroni, avînd valori de 0,3—0,45 m/min ;

— s-au efectuat suduri în regimuri de sudare fără tratament termic, respectiv pentru diferite situații de preîncălzire și postîncălzire. În toate cazurile, tratamentele termice s-au realizat prin încălzirea pieselor cu un fascicul de electroni defocalizat, astfel încît să nu producă o topire a materialului.

Tratamentele termice simbolizate în tabelul 2 au următoarele semnificații :

Pr — preîncălzire cu un fascicul de electroni avînd puterea de 50 % din puterea de sudare, la aceeași viteză de deplasare a pieselor ca și la sudare ;

În tabelul 3 sînt sintetizate rezultatele analizei macroscopice, iar în figura 5 se prezintă macrostructura unei suduri (proba 12, regimul 3)

Din datele prezentate în tabelul 3 rezultă următoarele :

— apar defecte macroscopice, (fisuri longitudinale în metalul topit OLC 45), în regimurile de sudare 1, 2 și 4 adică pentru regimuri de sudare realizate fără tratament termic, respectiv cu preîncălzire și/sau postîncălzire redusă, corespunzătoare unei rotații a fasciculului de electroni cu o energie liniară de 281 kJ/m ;

— sudurile realizate în regimurile 6 și 7 (la energii liniare 524 kJ/m) nu asigură o pătrundere suficientă în materialul pinionului.

Tabelul 3

Rezultatele analizei macroscopice

Regimul	Nr. probă	E_L kJ/m	Tratament termic	Defecte macroscopic STAS 7084/1—73	Pătrunderea mm în pinion	Pătrunderea mm totală
1	4	563	—	Fisură în metalul topit OLC 45	1,04	4,04
2	7	563	Pr1	Fisură în metalul topit OLC 45	1,75	4,78
3	12	633	Pr1	Nu se observă	2,98	5,97
4	14	563	Pr1+Po1	Fisură în metalul topit	2,45	5,45
5	15	563	Pr2	Nu se observă	1,04	4,05
6	18	524	Pr2+Po1	Nu se observă	0,31	3,35
7	22	524	Pr3	Nu se observă	0,26	3,31
8	34	563	Pr3+Po1	Nu se observă	0,98	4,00

Analiza microscopică a urmărit decelarea constituenţilor structurali, respectiv a defectelor de microstructură. Din punctul de vedere al structurii rezultate în metalul topit OLC-45,

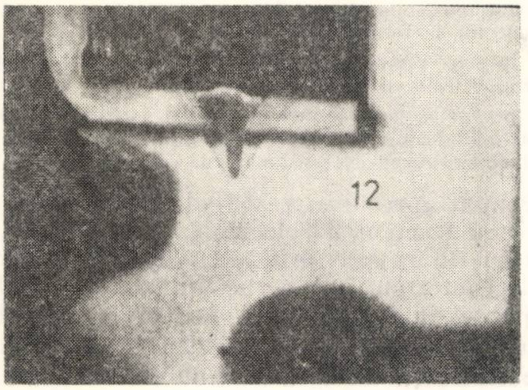


Fig. 5 : Macrostructura îmbinării sudate cu fascicul de electroni, proba 12 (regimul 3).

cele 8 regimuri de sudare pot fi împărţite în 3 grupe distincte între care există diferenţe calitativ distincte şi anume :

Grupa A : regimul 1, — structură formată din martensită, bainită, ferită şi perlită (figura 6) ;

Grupa B : regimurile 2, 4 şi 6 — structură formată din sorbită, ferită şi perlită (figura 7) ;

Grupa C : regimurile 3, 5, 7 şi 8 — structură formată din sorbită, bainită şi perlită (figura 8).

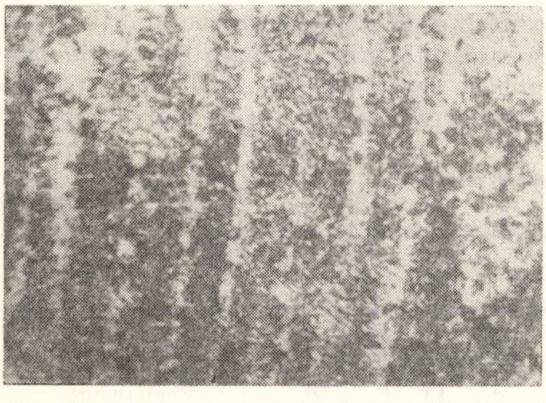


Fig. 6 : Microstructura metalului topit OLC 45, regimul 1, 500 ×, Nital 2 %.

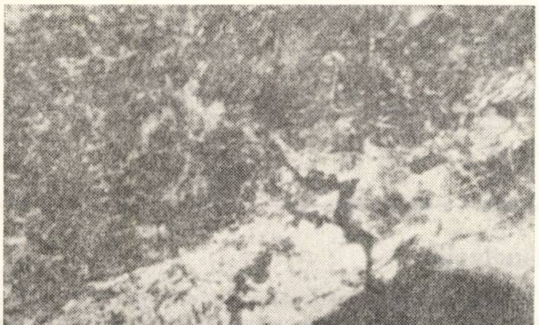


Fig. 7 : Microstructura metalului topit OLC 45, regimul 4, 500 ×, Nital 2 %.

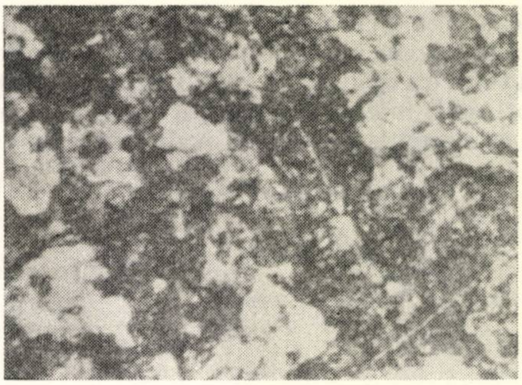


Fig. 8 : Microstructura metalului topit OLC 45, regimul 3, 500 ×, Nital 2 %.

Diferenţele de structură semnalate se datoresc vitezelor de răcire diferite, ca urmare a tratamentelor termice la sudare utilizate. Astfel, în grupa A intră regimul de sudare fără tratament termic, deci caracterizat de viteze de răcire mari, în grupa B — regimurile de sudare cu tratamente termice ,,moderate" (Prl, Prl+Pol, Prl+Pol—cu E_L= 262 — 281kJ/m), iar în grupa C — regimurile de sudare cu tratamente termice ,,intense" (Prl cu E_L = 316kJ/m, Pr3 şi Pr3 + Pol cu E_L = 262—281 kJ/m). Nu s-au observat defecte microscopice, cu excepţia unor microfisuri în stratul cementat al zonei influenţate termic a oţelului 28 TMC 12 (regimul 1, figura 9), respectiv în metalul topit al oţelului OLC 45 (regimul 4). Microfisura detectată pe epruveta 14 (regimul 4) este, probabil, produsă datorită tensiunilor create la postîncălzirea pieselor.

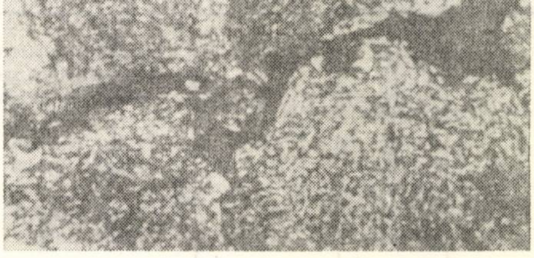
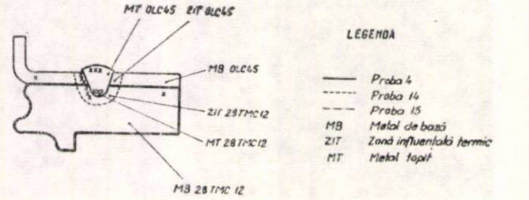


Fig. 9 : Microfisură, regimul 1, proba 4, 400×, Nital 2 %.

Tratamentul termic după sudare (postîncălzirea) nu aduce modificări esenţiale în structura îmbinării sudate. Măsurătorile de duritate HV 0,5 s-au efectuat conform STAS 492/67, schema de amplasare a urmelor fiind prezentată în figura 10.

Din figura 10 se observă că prin tratament termic (preîncălzire şi/ sau postîncălzire) se obţine o scădere a durităţii ZIT a oţelului OLC45 cu pînă la 150 HV 0,5, funcţie de tratamentul

aplicat. Cea mai mare scădere a durității rezultă la o preîncălzire „intensă”. În zona influențată termic a oțelului 28 TMC 12 apar durități cu valori mult inferioare durității stratului cementat, cu excepția probei 22. Avînd în vedere pă-



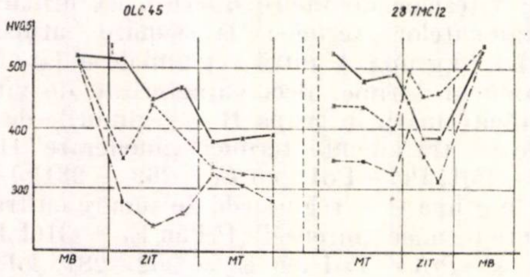


Fig. 10 : Duritatea HV 0,5 a îmbinărilor sudate cu fascicul de electroni.

trunderea foarte mică a sudurii 22 în materialul 28 TMC 12 se poate aprecia că acest fapt se datorește unei încălziri insuficiente a stratului cementat.

obțin la preîncălzirea intensă a pieselor, realizată printr-o rotație a fasciculului de electroni la $E_L = 316$ kJ/m sau 2 rotații la $E_L = 218$ kJ/m;

— tratamentul termic după sudare (postîncălzirea) nu aduce modificări substanțiale în structura îmbinării sudate datorită tensiunilor introduse prin postîncălzire, acest tratament nu se recomandă;

— în zona cementată a oțelului nu se semnalează, după sudare, defecte, cu excepția probei 4;

— pentru asigurarea unei pătrunderi suficiente a sudurii în materialul pinionului (circa 1—3 mm) se recomandă regimuri de sudare cu energii liniare de cca 600 kJ/m.

Pentru aprecierea rezistenței îmbinărilor sudate cu fascicul de electroni s-au efectuat încercări de rupere prin șoc, folosind o sonetă Pellini cu greutatea berbecului de 300 N. Prin dispozitivul de încercare utilizat s-a asigurat solicitarea uniformă a sudurii pe întreaga ei circumferință. Încercările s-au efectuat la energii progresive, prin mărirea treptată a înălțimii de cădere a berbecului cu un pas de 5 cm, începînd de la înălțimea de 5 cm. Pentru a avea un criteriu de comparație s-au încercat, cu aceeași tehnică, trei pinioane executate prin îmbinare mecanică a carcasei sincron pe pinion, pinioane notate A, B, C. În tabelul 4 sînt prezentate încercările de rupere prin șoc. În tabel s-au consemnat înălțimile de cădere de la care s-a produs ruperea pinionului.

Din datele prezentate în tabelul 4 se observă că pinioanele sudate cu fascicul de electroni au o rezistență de rupere prin șoc mult superioară celor realizate prin îmbinare mecanică. Dintre regimurile de sudare cu fascicul de electroni cele mai bune rezultate se obțin pentru regimul 3.

Rezultatele încercărilor de rupere prin șoc

Tabelul 4

Regim	Nr. probei	Înălțime rupere, cm	Observații	Regim	Nr. probei	Înălțime rupere, cm	Observații
	A	5	Desprins carcasă	3	11	35	Rupt sudură
	B	5	Desprins carcasă		12	30	Rupt sudură
	C	5	Desprins carcasă		13	30	Rupt sudură
1	1	20	Rupt carcasă	5	16	20	Rupt sudură
	2	15	Rupt carcasă		17	20	Desprins carcasă
	3	20	Rupt sudură	7	19	5	Desprins carcasă
	5	25	Rupt sudură		20	5	Desprins carcasă
					21	5	Desprins carcasă
	6	20	Rupt sudură		23	5	Desprins carcasă
3	9	40	Rupt sudură				
	10	35	Rupt sudură				

În urma analizelor metalografice rezultă următoarele:

— pentru reducerea fragilității îmbinării sudate datorită constituienților structurali duri este necesar un tratament termic la sudare;

— rezultatele cele mai bune, din punctul de vedere al constituenților care apar, al defectelor și al durității, se

Concluzii

a. Îmbinarea carcasei sincron pe pinionul vitezei a II-a se poate realiza prin sudare cu fascicul de electroni în condițiile obținerii unei calități corespunzătoare, superioară calității pieselor realizate prin îmbinare mecanică.

b. Pentru sudare cu fascicul de electroni sînt necesare regimuri termice care că asigure o energie liniară de cca 600 kJ/m. Se recomandă următorul regim de sudare:

— tensiunea de accelerare 34 kV,
— curentul fasciculului 140 mA,
— viteză de sudare 0,45 m/min.
— întreruperea programată a fasciculului de electroni la terminarea sudurii.

c. La sudare este necesară o preîncălzire a pieselor, preîncălzire ce se realizează cu ajutorul unui fascicul de electroni la o rotație a pieselor cu $E_L = 316$ kJ/m.

d. Pentru sudare cu fascicul de electroni nu este necesară pregătirea pieselor înainte de sudare, sudarea avînd loc prin peretele carcasei sincron. Este de menționat că sudarea cu fascicul de electroni este singurul procedeu de sudare care permite efectuarea sudurii prin peretele uneia din piesele care se sudează.

e. Oportunitatea achiziționării unei instalații de sudare cu fascicul de electroni depinde de volumul producției ce trebuie realizată. Astfel, se consideră, în general, ca eficientă achiziționarea unei instalații de sudare dacă volumul de piese sudate depășește 50.000 bucăți pe an. La producții mai mici se recomandă utilizarea unei instalații de mai mulți beneficiari pentru a-i acoperi capacitatea de producție.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: Stabilirea tehnologiei de sudare cu fascicul de electroni a carcasei sincron pe pinionul vitezei a II-a de la autoturismul ARO–240, Memoriu ISIM, 1976.

[2] *Sepold, D.*: Metallurgische Vorgänge beim Elektronenstrahlschweissen von Kohlenstiffstählen, AFAM Bremen, 1973.

[3] *Sepold, G.*: Elektronenstrahlschweissen von Baustählen, Technische Akademie Esslingen, 1973.

[4] *Mattig, A., Koch, H., Dorn, L.*: Beitrag zur Aufhärtung und Rissbildung beim Elektronenstrahlschweissen abschreckhärtender Srähle, Schweissen und Schneiden, 1970, 4, p. 154–156.

[5] * * : Cahier de soudage par bombardament électronique, Sciaky, 1974.

CZ: 621.791.75

Cercetări privind elaborarea fluxului ceramic pentru sudarea automată cu mai multe arce

Ing. Ioan SURGEAN, ing. Dorel RADIVOI, ing. Radu PANAITESCU — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Pentru realizarea structurilor sudate ale navelor de mare tonaj la unele șantiere navale din țară au fost introduse linii mecanizate de sudare automată sub flux, tip portal, „HEBE—ESAB". Caracteristicile tehnice ale acestor instalații sînt cuprinse în tabelul 1. Schematic, în figura 1 se prezintă complexitatea desfășurării fluxului tehnologic și posibilitățile de realizare a panourilor de mare gabarit pe o instalație de sudare cu mai multe arce.

Schema poziționării electrozilor de la instalația de sudare cap la cap și de colț pentru care

Tabelul 1.

Caracteristici / Instalația	Regimuri: V sudare	V electrod	ϕ electrod	Gabarite în mm: H	L	B	P
Sudare cap la cap cu 3 arce	0,2-2,5 m/min	15-240 m/h	4-6 mm	4500	2200	1500	1700
Sudare de colț 2+2 arce în tandem	0,2-2,5 m/min	15-240 m/h	4-5 mm	5000	3000	4500	1700

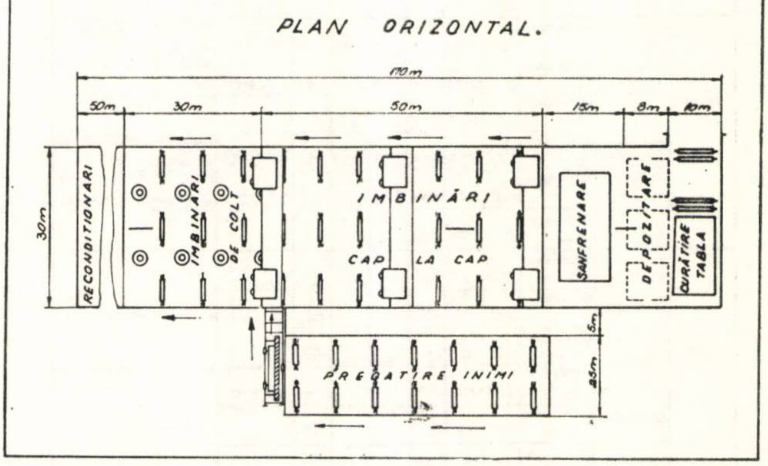


Fig. 1. Plan orizontal.

a fost necesară cercetarea unui sistem de zgurifiere adecvat, se prezintă în figura 2.

Sarcina institutului nostru a fost de a cerceta şi asimila un flux ceramic care să asigure funcţionarea la parametrii proiectaţi a instalaţiilor de sudare cu mai multe arce.

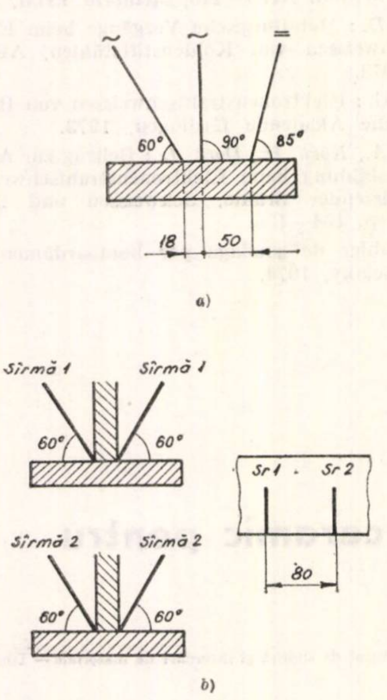


Fig. 2 a. Sudură cap la cap.
Fig. 2 b. Sudură de colţ.

Fluxurile topite de fabricaţie curentă, FSM 37 B sau FB 10, care au fost folosite în procesul de producţie, din cauza caracteristicilor metalurgice necorespunzătoare, nu au putut asigura funcţionarea normală a instalaţiilor, iar îmbinările sudate (IS) rezultate nu au corespuns cerinţelor calitative impuse. Totodată pentru oţelurile cu granulaţie fină de tip EH 32, aceste fluxuri nu asigurau rezilienţa impusă la temperaturi joase, aspectul cordoanelor sudate fiind necorespunzător.

Cercetările desfăşurate în cadrul laboratorului pentru materiale de sudare au fost orientate spre elaborarea unui flux ceramic cu un sistem de zgurificare şi aliere care să satisfacă atît cerinţele tehnologiei de sudare cu mai multe arce cît şi nivelul calitativ impus structurilor sudate de către Registrele de Supraveghere Navale.

Pentru realizarea scopului propus au fost studiate fluxurile recomandate de către unele firme străine pentru sudarea cu viteze ridicate în vederea alegerii unor fluxuri de referinţă. Astfel, au fost studiate şi testate cîteva din fluxurile: UM 231 (La Sondure Autogene Francaise), NITTETSU HSH 1 şi NSH 30 (Nippon Steel Welding Products), G 85 (Kobe Steel), OK 10·60; OK 10.81 (ESAB). Caracteristicile principale ale fluxurilor studiate sînt cuprinse în tabelul 2.

Se precizează faptul că toate caracteristicile mecanice evidenţiate se referă la un cuplu de flux în combinaţie cu o sîrmă slab aliată cu mangan, sau mangan şi nichel.

Pentru elaborarea fluxului ceramic destinat sudării cu trei arce în cadrul cercetărilor efectuate au fost elaborate şi experimentate dife-

Tabelul 2

Firma	Material de adaos		Compoziţia chimică % sudură / sîrmă					Caract. mec. ale îmbinării sudate		Observaţii
	Flux	Sîrmă	C	Mn	Si	S	P	Rm kg/mm²	KV kgm/cm²	
Kobe Steel	G 85		0,10	1,01	0,29	0,017	0,023	50	10,3/+20°C	tablă de 20mm
	—	US-35	0,12	1,95	0,03	–	–	–	5,5/0°C	
Nippon Steel	Nittetsu NSH 1	Nittetsu Y-A	0,10	0,85	0,26	0,016	0,014	49,8	9,2/-10°C	tablă de 25mm, în tandem 2 sîrme
	Nittetsu NSH 1	Nittetsu Y-A	0,11	0,97	0,28	0,018	0,012	48,1	6,7/-10°C	tablă de 58mm, în tandem 3 sîrme
	—	Nittetsu Y-A	0,07	0,57	0,01	–	–	–	–	
	Nittetsu NSH-1R	Nittetsu Y-A	0,12	1,50	0,24	0,014	0,013	53,6	10,7/-7°C	tablă SM 50 de 16mm în tandem 2 electrozi
	Nittetsu NSH-1R	Nittetsu Y-A	0,12	1,41	0,22	0,013	0,012	53,9	5,7/-7°C	tablă SM50 de 35mm în tandem 3 electrozi
	—	Nittetsu Y-A	0,07	0,57	0,01	–	–	–	–	
ESAB	OK 10.60	OK Autrod 12.10	0,08	1,1	0,2	–	–	50	6/-20°C	Flux uscat
		OK. Autrod 12.20	0,08	1,5	0,2	–	–	52	6/-20°C	
		OK Autrod 12.40	0,08	2	0,2	–	–	60	–	
	OK. 10.81.	OK Autrod 12.10	0,08	1,2	0,5	–	–	54	4/-20°C	Flux uscat.
		OK Autrod 12.20	0,08	1,5	0,5	–	–	54	4/-20°C	
		OK Autrod 12.40	0,1	2	0,8	–	–	52	–	

rite sisteme de zgurifiere, elaborîndu-se în acest scop mai multe serii de variante din cadrul sistemelor ;

$$CaO - MgO - SiO_2 - Al_2O_3 ; Al_2O_3 - TiO_2 - - MnO - CaF_2 - SiO_2 ; SiO_2 - CaF_2 - - Al_2O_3 - ZrO_2 ; CaF_2 - Al_2O_3 - SiO_2 - K_2O.$$

La elaborarea acestor sisteme, s-au avut în vedere și rezultatele cercetărilor desfășurate în această direcție în cadrul secției de sudură a Bazei Academiei R.S.R. din Timișoara de către dr. ing. Traian Sălăgean și dr. ing. Mircea Hrelescu.

Tabelul 3

Sistemul zgurifiant	Comportare la sudare	Parametrii de sudare maximi	
		I [A]	V_s [m/h]
$CaO - MgO - SiO_2 - Al_2O_3$	- protecția arcului - redusă - zgura greu detașabilă - margini neregulate și suprafața pătată a sudurii.	1300	75
$Al_2O_3 - TiO_2 - MnO - CaF_2 - SiO_2$	- protecția arcului - nesatisfăc. - zgura f. greu detașabilă. - cordon uniform, fără solzi.	950	120
$SiO_2 - CaF_2 - Al_2O_3 - ZrO_2$	- protecția arcului - suficientă - zgura sticloasă, greu detașab. - cordon uniform, dar cu solzi pronunțați.	1200	100
$CaF_2 - Al_2O_3 - SiO_2 - K_2O - (ZrO_2)$	- protecția arcului - bună - gaze puține - zgura ușor detașabilă - cordon uniform, fără solzi, cu luciu metalic.	1300	150

Elaborarea fluxurilor experimentale s-a realizat în cadrul laboratorului de microproducție pentru fluxuri ceramice amenajate la ISIM. În urma experimentărilor efectuate în vederea verificării comportării la sudare pentru îmbinări cap la cap cu trei arce și îmbinări de colț cu două arce în tandem, rezultatele cele mai bune s-au obținut cu sistemul de zgurificare $CaF_2 - Al_2O_3 - SiO_2 - K_2O$.

Limitele de variație în care s-au încadrat compozițiile oxidice, în % greutate, ale variantelor cercetate sînt :

	Al_2O_3	CaF_2	$Na_2O + K_2O$	$MnO + SiO_2$	ZrO_2
%	30–40	40–50	2–5	8–13	0–3

Printre factorii care au condus la o bună comportare la sudare a acestui sistem au fost :

— realizarea unui punct de topire scăzut care se obține ca urmare a formării unui eutectic $Al_2O_3 - CaF_2$, evidențiat în diagrama din figura 3, [1] :

— favorizarea unor reacții de degazare în cursul procesului de sudare, acționînd în special asupra reducerii conținutului de hidrogen care după cum se cunoaște constituie un factor determinant în fragilizarea structurilor sudate. Legarea hidrogenului într-un compus stabil, la temperaturi ridicate (HF), compus insolubil în baia de metal topită este cea mai favorabilă pornind de la tetrafluorura de siliciu SiF_4.

Reacțiile de bază care exprimă aceste fenomene sînt :

$$2CaF_2 + SiO_2 = SiF_4 + 2CaO \quad (1)$$

$$2CaF_2 + Si + O_2 = SiF_4 + 2CaO \quad (2)$$

$$SiF_4 + 2H_2 = 4HF + Si \quad (3)$$

$$SiF_4 + 2H_2O = 4HF + SiO_2 \quad (4)$$

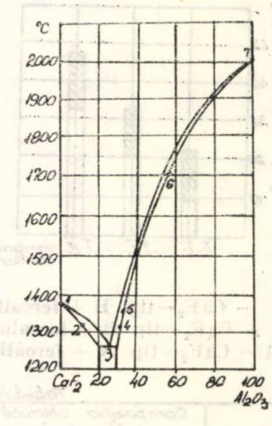


Fig. 3.

Se poate observa că pe lîngă H_2, O_2 și H_2O participă la reacții și prin aceasta se diminuează conținutul și implicit presiunea lor parțială din sistem [2].

În vederea obținerii valorilor impuse ale caracteristicilor mecanice ale metalului depus (MD) și a IS pe oțel EH 32 la grosimi de 17, 25 și 34 mm au fost testate influențele diferențiate ale mai multor parametri și interdependența lor.

Astfel, în procesul de sudare cu trei arce s-a evidențiat o influență semnificativă a variației chiar în intervale mici ale regimului de sudare. Aparent neimportante, variațiile relativ mici ale intensității curentului conduceau la dispersii mari ale valorilor energiilor de rupere *KV* la temperaturi negative.

Studiind folosirea micei în rețeta fluxului s-a observat o modificare sensibilă a tensiunii de ionizare a arcului, o mai bună stabilitate și implicit variații reduse ale regimului de sudare. A rezultat că la conținuturi ridicate de CaF_2 în flux, adaosuri mici de silicați alcalini îmbunătățesc simțitor comportarea la sudare. Limitarea acestor adaosuri a fost determinată însă de apa legată chimic, care poate conduce la ridicarea conținutului de hidrogen din sudură.

Influența purității materiilor prime precum și a variației calitative a acestora a fost testată mai larg. A rezultat că aceasta conduce nu numai la înrăutățirea comportării la sudare ci și la reducerea valorii energiilor de rupere prin șoc la temperaturi joase. Astfel, utilizarea de mică de tip Fluogopit în loc de Muscovit sau amestec de Biotit + Fluogopit + Muscovit a

determinat o înrăutățire a detașării zgurii și a procesului de topire în arc. S-a constatat de asemenea la utilizarea amestecului de mică (impurificată) o creștere a tensiunii superficiale a zgurii datorită ridicării conținutului de FeO.

Un alt aspect evidențiat în cursul cercetărilor a fost legat de influența folosirii unor calități diferite de fluorină. Astfel, conform tabelului 4 au fost încercate două tipuri (*A* și *B*),

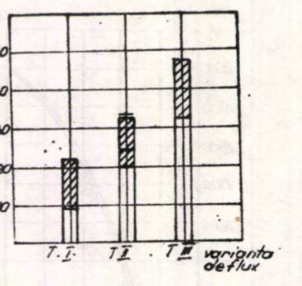


Fig. 4. T I — CaF_2 — tip B + feroaliaje impure
T II — CaF_2 — tip B + feroaliaje pure
T III — CaF_2 — tip A + feroaliaje pure

Tabelul 4

Componenți	Compoziția chimică a fluorinei	
	tip A	tip B
CaF_2	97	90
SiO_2	1,1	4,1
$CaCO_3$	1,25	5,30
Pb	0,02	0,1
S + Sulfuri	0,03	0,15
P	0,02	0,06
Umiditate	0,1	0,1

Tabelul 5

Conținut de Si % în M.D	Raport Mn/Si în M.D	Caracteristici mecanice		
		R_{p02} N/mm²	R_m N/mm²	KV la −30°C J
0,50	4,6	625	698	9-10-8-8
0,74	2,7	645	787	13,7-10-9
0,31	3,2	540	655	45-47-40-41-42-40

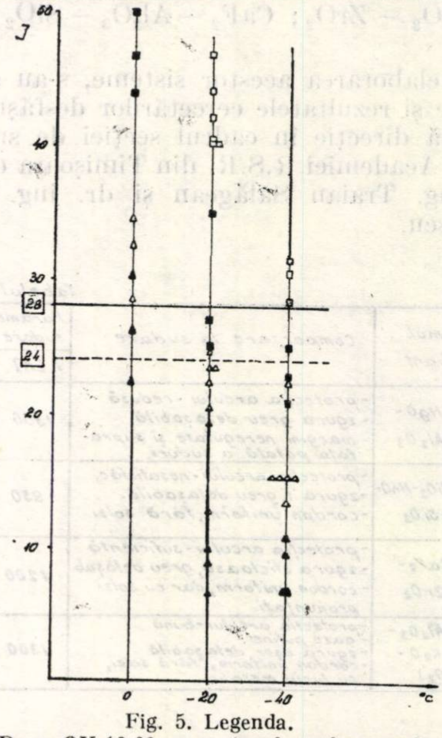


Fig. 5. Legenda.

△ MD cu OK.10.60 cu regim de sudare mediu.
▲ MD cu OK.10.60 cu regim de sudare forțat.
□ MD cu Flux ISIM cu regim de sudare mediu.
■ MD cu Flux ISIM cu regim de sudare forțat.

Tabelul 6.

Material de bază		Material de adaos		Regim de sudare							Caracteristici mecanice pentru îmbinarea sudată		
Tablă				I_s [A]			U_a [V]			V_s	Tracțiune	Îndoire	Încovoiere prin șoc
Tip	Grosime [mm]	Sîrmă	Flux	arc 1	arc 2	arc 3	arc 1	arc 2	arc 3	m/min	R_m N/mm²	α °	KV [J] −20°C
09G2 (N_2)	17	S10 Mn1 Ni1 φ = 5 mm	românesc	700 800	700 –	– –	32 40	38 –	– –	0,5 0,5	634	180	39,4-39,4-45,3
09G2 (N_2)	17		OK 1060	700 800	700 –	– –	32 40	38 –	– –	0,5 0,5	615	180	49-45-45
E32	25		românesc	800 1300	800 800	800 750	32 32	40 40	40 40	0,9 0,9	690 680 670	180	35-30-33,5
E32	25		OK 1060	800 1250	800 800	800 750	32 32	40 40	40 40	0,9 0,9	695 656 710	180	33,4-39,2-29,4
E32	34		românesc	800 1250	850 750	850 750	32 32	38 38	40 40	0,65 0,65	620 635 625	160	30,4-28,6-29,3
E32	34		OK 1060	800	850	850	32	33	40	0,65	620 625 630	180	36,3-34,3-45,1

evidenţiindu-se faptul că folosirea tipului *A* conduce la creşterea semnificativă a rezilienţelor *MD* şi la îmbunătăţirea comportării la sudare.

Din figura 4 rezultă tendinţa de scădere a rezilienţelor la temperaturi joase la folosirea unei fluorine impure, depistîndu-se o frecvenţă mai mare a incluziunilor microscopice de particule nemetalice în *MD*.

Cercetarea influenţei corelate a diferitelor feroaliaje şi a materialelor de dezoxidare suplimentare dozate în flux a condus la determinarea unui conţinut optim de siliciu şi a unui raport Mn/Si în *MD* care să asigure caracteristici mecanice bune (tabelul 5).

În faza de fabricaţie, structura reţetei şi reducerea numărului de componente din flux, corelat cu o tehnologie corespunzătoare au condus la elaborarea unui flux cu un grad mai ridicat de omogenitate chimică. A rezultat totodată şi o sensibilitate mai redusă la pasivantul folosit la acoperirea tablelor decît la unele fluxuri de referinţă străine.

Influenţa comparativă a utilizării diferitelor regimuri de sudare, folosind fluxul elaborat la ISIM şi un flux de referinţă (ESAB)) asupra rezilienţelor este ilustrată în graficul din figura 5 şi tabelul 6.

Ca urmare a cercetărilor efectuate s-a obţinut un flux ceramic care satisface condiţiile impuse de tehnologia de sudare la o instalaţie de tip portal şi anume:

— asigură ridicarea vitezelor de sudare;
— asigură energii de rupere KV ridicate la temperaturi negative;
— conferă un aspect şi o formă corespunzătoare sudurii;
— are o sensibilitate redusă la arderea pasivantului (în special la sudarea de colţ);
— cu acelaşi flux se pot executa atît sudurile cap la cap cu trei arce cît şi cele de colţ cu patru arce;
— rezultatele energiei de rupere KV prezentate sinoptic în figura 5, la cuplul S10Mn1Ni1/flux, ISIM asigură valori bune pînă la −20°C atît la regimuri de sudare medii (I_s = = 500 A, U_a = 26 V, v_s = 0,5 m/min) cît şi la regimuri forţate (I_s = 500 A, U_a = 35 V, v_s = 0,4 m/min.).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Hrelesc*, *M.*, *Băr*, *F.*, *Sălăgean*, *T.*, *Both*, *D.*: Studii şi cercetări de metalurgie, Tom 13, nr. 1.

[ ] *Sălăgean*, *T.*: Fenomene fizice şi metalurgice la sudarea cu arcul electric a oţelurilor, pag. 152, 186.

CZ: 621.791.927.55

Consideraţii asupra posibilităţilor de creştere a energiei la tăierea cu arc de plasmă

Ing. Alexandru VAŞ — ISIM — Timişoara

1. Arcul de plasmă fiind o sursă termică foarte concentrată, aplicaţiile industriale în tehnica modernă primesc cele mai diverse utilizări. Pe plan mondial plasma se foloseeşte la tăiere, sudare, acoperirea metalelor prin metalizare sau încărcare, precum şi la reacţii chimice care necesită temperaturi ridicate.

Rezolvarea unor probleme fundamentale legate de generarea plasmei şi aplicarea acestora la construcţia generatoarelor de plasmă elaborate la Centrul de cercetări tehnice al Academiei R.S.R. din Timişoara şi ulterior la ISIM au contribuit într-o mare măsură la folosirea în economia ţării noastre a procedeului de tăiere cu plasmă a diferitelor metale şi aliaje metalice.

Concentrarea mare a energiei arcului de plasmă şi temperatura ridicată fac posibilă tăierea prin topire a acelor aliaje la care tăierea cu flacăra oxiacetilenică nu se poate realiza. În cazul oţelurilor nealiate tăierea se poate executa prin arderea metalului cu ajutorul oxigenului. Acest procedeu se poate aplica numai la acele metale la care temperatura de aprindere este mai mică decît temperatura de topire. Printr-o curgere raţională a jetului de oxigen, arderea metalului poate fi dirijată astfel încît să fie posibilă tăierea unor grosimi foarte mari.

2. În cazul tăierii cu plasmă există o limitare din punct de vedere al grosimii maxime a materialului care se poate tăia precum şi al gradului de concentrare a energiei absorbite în arcul de plasmă. Parametrii regimului de tăiere caracterizaţi prin tensiunea şi curentul arcului de plasmă pot constitui o măsură a energiei absorbite în arc.

Tensiunea *Ua* şi curentul *Ip* determină împreună puterea arcului de plasmă. Din punct de vedere fizic tensiunea *Ua* este determinată de amestecul de gaz plasmagen, lungimea arcului şi geometria ajutajului (1).

Creşeterea de putere se poate obţine deci atît prin creşterea corespunzătoare a curentului *Ip* cît şi prin creşterea lui *Ua*. Din punct de vedere al concentraţiei arcului de plasmă limitarea acestor concentraţii poate fi cauzată atît de elementele generatorului de plasmă, a modului cum se realizează răcirea ajutajului, cît şi de procesul fizic care are loc în canalul tăieturii în timpul procesului de tăiere (1).

În cazul unei răciri ideale şi al unui regim optim din punct de vedere tehnologic, concentrarea arcului în ultima instanţă depinde de diametrul ajutajului. Reducînd diametrul sub o anumită valoare apare arcul electric secundar (figura 1a) care reduce considerabil posibilităţile de concentrare a energiei [1], [2], [3].

Reducînd diametrul ajutajului de la 4,5 la 2,5 mm, puterea a scăzut de la 80 kW la numai 30 kW. În aceste condiţii grosimea maximă a scăzut de asemenea de la circa 100 mm la 40mm, în timp ce puterile specifice în raport cu secţiunile ajutajelor au variat de la 5 la 6,28 kW/m². Se constată o creştere a gradului de concentrare

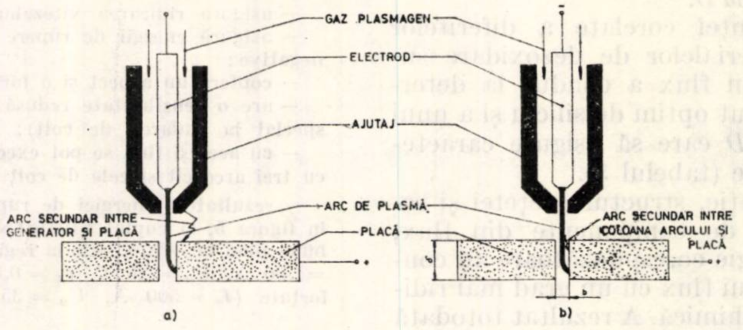


Fig. 1. Schema formării arcului electric secundar şi a descărcării suplimentare din canalul tăieturii.
a) Arcul electric secundar între ajutaj şi placă
b) Descărcarea suplimentară din canalul tăieturii

Chiar în cazul în care prin diferite mijloace s-ar face posibilă evitarea arcului secundar, în spaţiul arcului există condiţii să apară o descărcare suplimentară (figura 1b) care şuntează coloana arcului faţă de canalul tăieturii şi din nou concentrarea nu mai este posibilă [4], [5].

Cercetările efectuate au arătat că din punct de vedere al arcului secundar puterea absorbită de arc depinde de diametrul ajutajului şi lungimea canalului acestuia. În figura 2 s-a prezentat variaţia puterii limită în funcţie de lungimea canalului şi diametrul ajutajului în cazul unei plasme formate din diferite amestecuri de gaze.

Zonele I, II şi III din figura 2 corespund unor anumite puteri absorbite de arcul de plasmă în funcţie de tipul instalaţiei şi de amestecul de gaz folosit. În tabelul 1 se prezintă puterile maxime absorbite în arcul de plasmă corespunzătoare acestor zone.

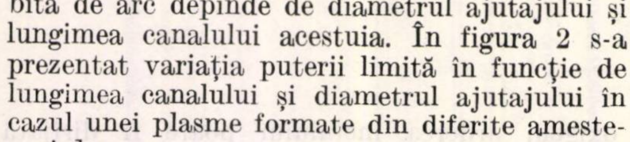


Fig. 2. Variaţia puterii limită funcţie de grosimea plăcii de tăiat.

pe măsură ce diametrul ajutajului scade. Prin intensificarea corespunzătoare a răcirii, în cazul tăierii cu instalaţii de microplasmă de tipul IPM/10/100 s-au obţinut tăieri de calitate la un curent de numai 50A pe plăci de 25 mm grosime, folosind numai argon. În acest caz puterea specifică a crescut la 7,5 kW/mm², în timp ce diametrul ajutajului a scăzut la 1,1mm.

Pentru a avea o imagine mai clară asupra gradului de concentrare a energiei, în figura 3 se prezintă puterea specifică în funcţie de diametrul ajutajului pentru diferite procedee de tăiere [2].

Concentrarea de energie mai mare la unele instalaţii de plasmă este o consecinţă a folosirii hidrogenului în amestec cu argonul. Hidrogenul absoarbe o cantitate însemnată de energie pentru ionizare care are un efect de răcire asupra coloanei arcului. În urma acestei răciri arcul se contractă, deci energia specifică creşte. În general concentrarea de energie scade pe măsură ce creşte puterea absorbită în arc. Pentru a fi posibilă tăierea unor secţiuni mari, în afară de creşterea corespunzătoare a puterii trebuie să fie menţinut şi un anumit grad de concentrare a energiei.

3. Creşterea gradului de concentrare, ca urmare a îmbunătăţirii caracteristicilor tehnice ale generatorului de plasmă nu este singura condiţie care asigură tăierea unor secţiuni mari. Din punct de vedere al geometriei tăieturii şi în special al lăţimii acesteia, din puterea cedată de generator intervine numai o cotă parte şi anume puterea utilă. Puterea utilă în funcţie de viteza de tăiere caracteristicile fizice ale materialului şi geometria tăieturii este determinată de relaţia :

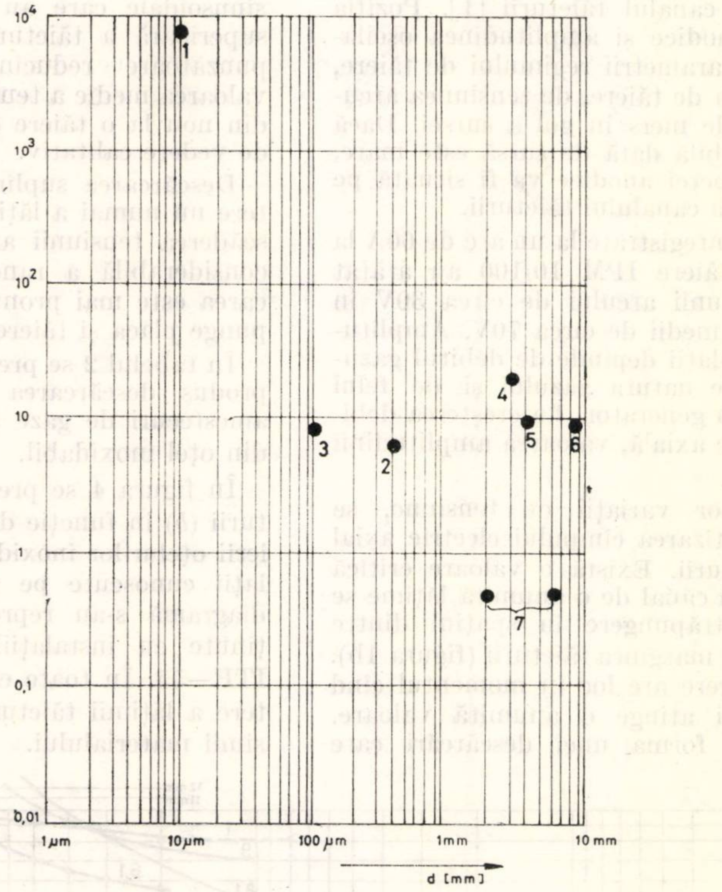
$$P_u = b \cdot \delta \cdot v \cdot c \cdot \gamma \cdot \theta_{top} \qquad (1)$$

unde :

b — lățimea tăieturii ;
δ — grosimea materialului ;
v — viteza de tăiere ;
c — căldură specifică ;
γ — masa specifică ;
θ_{top} — temperatura de topire a materialului.

La un anumit metal sau aliaj metalic, puterea utilă *Pu* crește cu grosimea δ și cu lățimea tăieturii b. Din punct de vedere tehnic și economic ne interesează ca b să fie cît mai mic.

Cu toate că valoarea lui b depinde în cea mai mare măsură de construcția generatorului de plasmă și de amestecul de gaze folosit, există



LEGENDA :
1. Fascicol de electroni.
2. Instalații funcționînd după schema jetului de plasmă.
3. Instalații funcționînd după schema arcului de plasmă în domeniul microplasmei. ($I < 10A$)
4. Instalații funcționînd după schema arcului de plasmă ($P_{max.} = 20 kW$).
5. Instalații funcționînd după schema arcului de plasmă utilizînd aer comprimat ($P_{max.} = 15 kW$).
6. Instalații funcționînd după schema arcului de plasmă în domeniul puterilor mari ($P_{max.} = 100 kW$).
7. Tăierea oxigaz.

Fig. 3. Valorile densității de energie pe unitatea de suprafață pentru diferite procedee de tăiere.

Tabelul 1

Puterile maxime absorbite în arcul de plasmă pentru instalațiile fabricate în RSR

Instalația	Zona	I	II	III
IPM 10/100	Puterea maximă (kw) Gaz plasmagen	10 Argon	— —	— —
ITP-55-cu un redresor RTP-350	Puterea maximă (kW) Gaz plasmagen	— —	30—40 Argon sau Argon + N2	— —
ITP-55-cu două redresoare RTP-350	Puterea maximă (kW) Gaz plasmagen	— —	— —	80—100 Argon + 30 % H2

totuși o limită sub care pentru un material de o anumită grosime nu se mai poate reduce lățimea tăieturii.

4. În cele ce urmează se prezintă unele considerațiuni cu privire la limita lățimii tăieturii *b* în funcție de natura amestecului de gaze și parametrii regimului de tăiere. Este cunoscut faptul că pata anodică a arcului oscilează pe frontul topit din canalul tăieturii [1]. Poziția medie a petei anodice și amplitudinea oscilației depinde de parametrii regimului de tăiere, mai ales de viteza de tăiere, de tensiunea arcului și tensiunea de mers în gol a sursei. Dacă tensiunea disponibilă dată de sursă este mare, poziția medie a petei anodice va fi situată pe partea inferioară a canalului tăieturii.

Oscilogramele înregistrate la un arc de 60A la o instalație de tăiere IPM 10/100 au arătat variații ale tensiunii arcului de circa 30V în jurul unei valori medii de circa 70V. Amplitudinea acestor oscilații depinde de debitul gazului plasmagen, de natura gazului și de felul admisiei de gaz în generator. La creșterea debitului și la admisie axială, valoarea amplitudinii oscilațiilor crește.

Datorită acestor variații de tensiune, se modifică și repartizarea cîmpului electric axial din canalul tăieturii. Există o valoare critică pentru care la un canal de o anumită lățime se va produce o străpungere în spațiul dintre coloana arcului și marginea tăieturii (figura 1b). Această străpungere are loc în momentul cînd tensiunea arcului atinge o anumită valoare. Străpungerea ia forma unei descărcări care șuntează coloana arcului în canalul tăieturii (figura 1).

Fenomenul a fost pus în evidență și cu ocazia folosirii unei surse cu pulsații de tensiune cauzate de o redresare bialternantă fără elemente de filtrare. În timpul tăierii la o tensiune medie măsurată de circa 50V, s-au înregistrat descărcări suplimentare puternice datorită pulsațiilor sinusoidale care au mărit lățimea pe partea superioară a tăieturii. Printr-o filtrare corespunzătoare reducînd pulsațiile la 10% din valoarea medie a tensiunii redresate, s-a revenit din nou la o tăiere corespunzătoare din punct de vedere calitativ.

Descărcarea suplimentară determină o creștere nu numai a lățimii tăieturii, dar odată cu scăderea tensiunii arcului, are loc o reducere considerabilă a randamentului. Dacă descărcarea este mai pronunțată, arcul nu mai străpunge placa și tăierea nu mai este posibilă.

În tabelul 2 se prezintă regimurile la care s-a produs descărcarea suplimentară la diferite amestecuri de gaze și diferite grosimi de tablă din oțel inoxidabil.

În figura 4 se prezintă variația lățimii tăieturii (*b*) în funcție de grosimea (δ) în cazul tăierii oțelurilor inoxidabile pentru diferite instalații cunoscute pe plan mondial. Pe aceeași diagramă s-au reprezentat și rezultatele obținute cu instalațiile IPM 10/100, respectiv ITP–55. În toate cazurile se constată o creștere a lățimii tăieturii odată cu creșterea grosimii materialului.

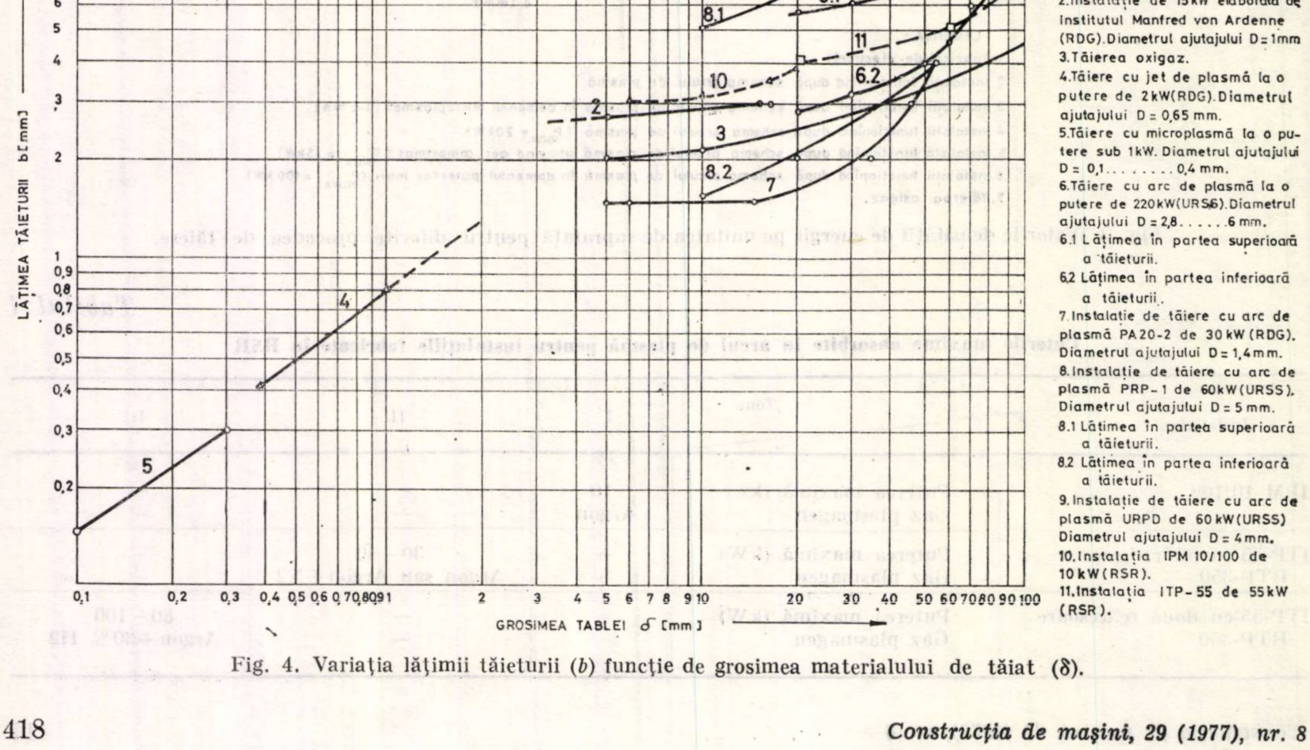


Fig. 4. Variația lățimii tăieturii (*b*) funcție de grosimea materialului de tăiat (δ).

Tabelul 2

Regimurile la care s-a produs descărcarea suplimentară la diferite amestecuri de gaze.

Diametrul minim al ajutajului (mm)	Grosimea tablei δ (mm)	Tensiunea arcului U_a(V)	Lățimea tăieturii b(mm)	Amestec de gaz	Curent de tăiere I_s(A)	Tensiunea de mers în gol U_a (V)	Obs.
1	6	80	2	Ar	80	140	desc. intensă
1,5	6	80	3	Ar	60	140	fără descărcare
1	10	90	2	Ar	80	150	desc. intensă
1,5	10	90	3,2	Ar	60	150	fără descărcare
1,5	10	90	2	$Ar+H_2$ 15%	60	150	fără descărcare
1	16	100	2	Ar	80	160	desc. intensă
1,5	16	100	3,5	Ar	70	160	fără descărcare
1,5	16	100	2,5	$Ar+H_2$ 15%	70	160	fără descărcare
1	20	120	2,5	Ar	80	170	desc. intensă
1,5	20	120	3,8	Ar	80	170	fără descărcare
1,5	20	120	2,5	$Ar+H_2$ 20%	80	170	fără descărcare
1,5	20	80	3	Ar	80	170	desc. intensă
2	20	80	5	Ar	100	170	fără descărcare
3	40	90	4+5	Ar	300	270	desc. intensă
3,5	40	90	4+5	$Ar+N_2$ 50%	300	270	fără descărcare
3,5	60	110	6+7	Ar	400	270	desc. intensă
4	60	110	6+7	$Ar+N_2$ 50%	400	270	fără descărcare
5	60	160	5	$Ar+H_2$ 30%	420	270	fără descărcare
5	60	200	5	$Ar+H_2$ 30%	420	360	fără descărcare
4,5	100	200	10+12	$Ar+N_2$ 50%	420	360	desc. intensă
5	100	210	6+8	$Ar+H_2$ 30%	420	360	fără descărcare

Cunoscînd variația lățimii tăieturii (*b*), respectiv variația vitezei de tăiere (*v*) în funcție de grosimea materialului (δ) se poate calcula din relația (1) valoarea puterii utile *Pu*. Între puterea utilă *Pu* și puterea P_1 absorbită în arc există relația :

$$P_u = \eta \cdot p_1, \qquad (2)$$

unde η reprezintă randamentul global al tăierii.

Calculînd randamentul η în funcție de grosimea materialului δ la cîteva instalații străine (tabelul 3) se constată că acesta crește odată cu creșterea puterii instalației.

La instalațiile ITP−55 respectiv IPM−10/100 randamentul global calculat a fost cuprins între 0,28, respectiv 0,17 în cazul folosirii argonului. Rezultatele obținute corespund cu cercetările efectuate și de alți cercetători. Valorile randamentului global sînt cuprinse între 0,16÷÷0,24 [6]. Prin introducerea hidrogenului în proporție de 30% în amestec s-a obținut o creștere a randamentului cu aproximativ 20%.

5. Cu toate că prin creșterea puterii instalației se obține o creștere a randamentului global, totuși grosimea maximă care se poate tăia este determinată de puterea care poate fi absorbită de arcul de plasmă. Această performanță

Tabelul 3

Dependența randamentului de grosimea materialului

Grosimea materialului (δ(mm)	Instalația	Lățimea tăieturii b(mm) sus	jos	Puterea absorbită în arc P_1(kW)	Randament global η	Viteza de tăiere v(m/oră)	Observații
20	1	5,5	2,8	42	0,4	102	1. Instalația OPR-6(200 kW URSS)
	2	media	= 2	30	0,17	78	
	3	media	= 3	16	0,16	24	
40	1	6	3,5	66,6	0,3	54	2. Instalația PA-30 (30 kW RDG) pînă la max = 60 mm
	2	media	= 2	30	0,13	30	
	3	media	= 3,5	16	0,09	6	
60	1	7,6	4,6	79,3	0,26	33	3. Instalația PA-16(16 kW-RDG), pînă la max = 40 mm
	2	media	= 5	30	0,18	12	
	3	media	= 6	100	0,23	24	
100	1	10,5	8,6	99,4	0,3	18	4. Instalația PA-100 (100 kW-RDG) pînă la max = 100 mm
	4	media	=11	100	0,29	15	

a instalaţiei este dată în primul rînd de caracteristicile generatorului de plasmă.

În tabelul 4 sînt prezentate performanţele atinse pe plan mondial cu privire la grosimile maxime ce pot fi tăiate de cîteva din instalaţiile cunoscute. Se constată că raportul $\frac{\delta_{max}}{P_{max}}$ scade odată cu creşterea grosimii maxime.

Semnificaţia termenilor din relaţia (3) şi valorile specifice sînt cuprinse în tabelul 5. În relaţia (3) j reprezintă un anumit tip de instalaţie, iar k grosimea materialului. Calculînd pe C_p pentru diferite grosimi ($k = 20, 40, 60, 80, 100...$ mm) la o instalaţie de 100kW ($j = 1$) rezultă costurile specifice. Valorile acestor costuri s-au reprezentat în diagrama din figura 7.

Tabelul 4

Variaţia raportului $\frac{\delta_{max}}{P_{max}}$ funcţie de grosimile maxime care pot fi tăiate de unele instalaţii de plasmă

Materialul şi grosimea maximă	Puterea maximă absorbită în arcul de plasmă (kW)	Caracteristica arcului		Tipul instalaţiei	Gaze folosite	Raport $\frac{\delta_{max}}{P_{max}}$ (mm/kW)
		Tensiune (V)	Curent (A)			
Oţel inox. 175 mm	167	240	700	BOC-Anglia	$Ar+H_2$	1,04
Oţel inox. 160 mm	110	145	750	OPR—URSS	$Ar+H_2$	1,46
Oţel inox. 100 mm	100	200	500	PA-100-RDG	$Ar+H_2$	1,00
Oţel inox. 120 mm	120	200	600	ACA-500-RSC	$Ar+H_2$	1,00
Oţel inox. 60 mm	60	150	400	URPD-URSS	Ar	1,00
Oţel inox. 60 mm	55	157	350	ITP-55-RSR	$Ar+H_2$ $Ar+N_2$	1,09
Oţel inox. 30 mm	16	160	100	PA-20-RDG	$Ar+H_2$	1,86
Oţel inox. 20 mm	10	110	90	IPM 10/100 RSR	Ar	2

Acest lucru înseamnă că în cazul unor secţiuni ce depăşesc 160 mm energia nu mai este folosită raţional, deoarece odată cu creşterea puterii creşte şi secţiunea ajutajului. Prin aceasta creşte şi consumul de gaz, care absorbe o mare parte din energie. Creşterea consumului de energie electrică şi de gaz plasmagen determină implicit creşterea costurilor specifice (lei/m). De la o anumită grosime procedeul de tăiere cu plasmă devine neeconomic în raport cu alte procedee de prelucrare.

În figurile 5 şi 6 sînt prezentate consumurile specifice de gaz (m^3/ml), respectiv consumul de energie electrică (kwh/m) în funcţie de grosimea materialului δ pentru cîteva din instalaţiile de tăiere cu plasmă cunoscute pe plan mondial.

Din datele publicate cu privire la cheltuielile de exploatare, se poate calcula costul specific al prelucrării cu plasmă. Funcţia care exprimă cheltuielile de exploatare pentru o anumită instalaţie de tăiere cu plasmă poate fi exprimată cu ajutorul relaţiei [7], [8]:

$$C^k_{P_j} = \frac{1}{v}(q_1 \cdot c_{g1} + q_2 \cdot c_{g2}) + \frac{1}{v} \cdot S_h \cdot \left(1 + \frac{k_1}{100}\right)\left(1 + \frac{k_2}{100}\right) + \frac{1}{v} P \cdot c_{en} + \frac{1}{v} g_{el} \cdot c_{el} + \frac{1}{v} q_a \cdot c_a + \frac{1}{v} \cdot \frac{p \cdot g_s \cdot c_s}{T\left[t_k \cdot \left(1 - \frac{d_0}{t_{mf}}\right) - \frac{d_R}{\tau}\right]} + \frac{u}{v} \quad (3)$$

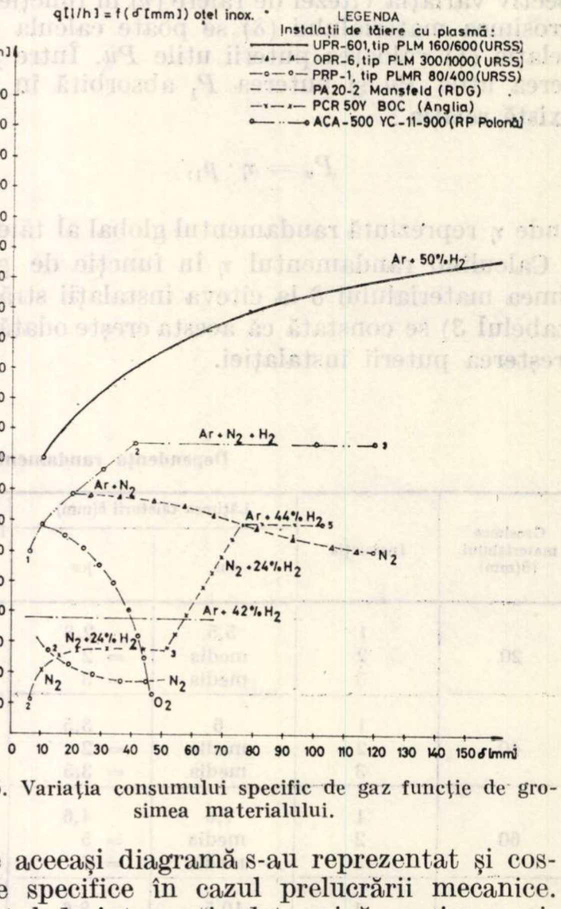


Fig. 5. Variaţia consumului specific de gaz funcţie de grosimea materialului.

Pe aceeaşi diagramă s-au reprezentat şi costurile specifice în cazul prelucrării mecanice. Punctul de intersecţie determină grosimea critică δ_{cr} pînă la care procedeul de tăiere cu plasmă este rentabil din punct de vedere economic.

În calculul lui C_p nu s-a ţinut seama de investiţiile suplimentare datorită puterii instalate precum şi de pierderea de material nerecuperabil cauzată de lăţimea tăieturii. Avînd în vedere că la tăierea grosimilor ce depăşesc 100 mm, cresc considerabil lăţimea tăieturii şi puterea absorbită, este evident că în condiţiile actuale tăierea cu plasmă a secţiunilor ce depăşesc grosimea critică (δ_{cr}) devine nerentabilă.

În tabelul 6 se prezintă ponderea caracteristicilor tehnice la cheltuielile de exploatare în funcţie de grosimea materialului.

În cazul secţiunilor mari, dintre caracteristicile tehnice ponderea cea mai însemnată revine vitezei de tăiere, urmată de consumul de gaz. Din expresia puterii utile *Pu*, conform relaţiei (1) rezultă că pentru o grosime dată, numai $b \cdot v$ poate influenţa valoarea lui *Pu*. Dacă pentru o anumită instalaţie la un anumit randament se cunoaşte puterea utilă *Pu*, creşterea vitezei de tăiere se poate realiza numai prin reducerea lăţimii tăieturii.

Această reducere a lăţimii cu actualele instalaţii este greu de realizat tocmai datorită descărcărilor suplimentare care au loc în canalul tăieturii.

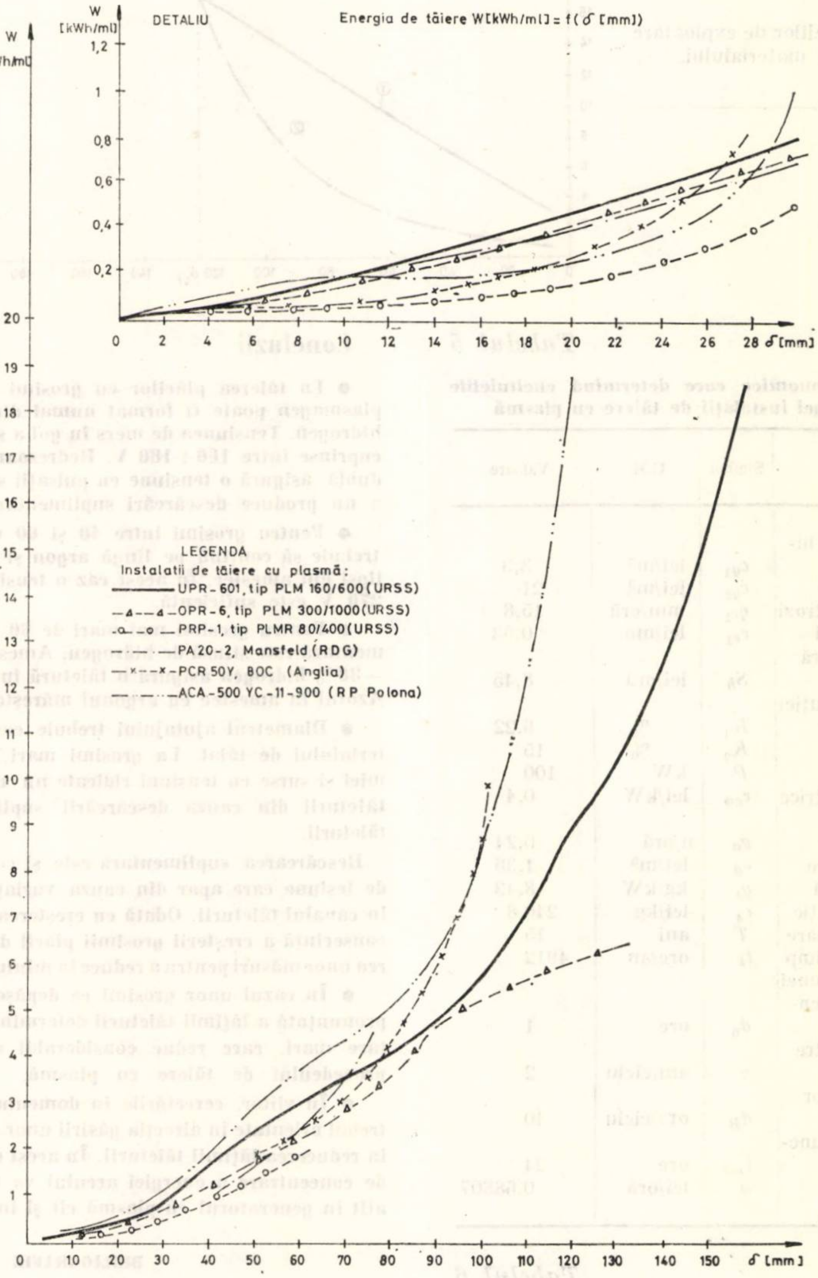
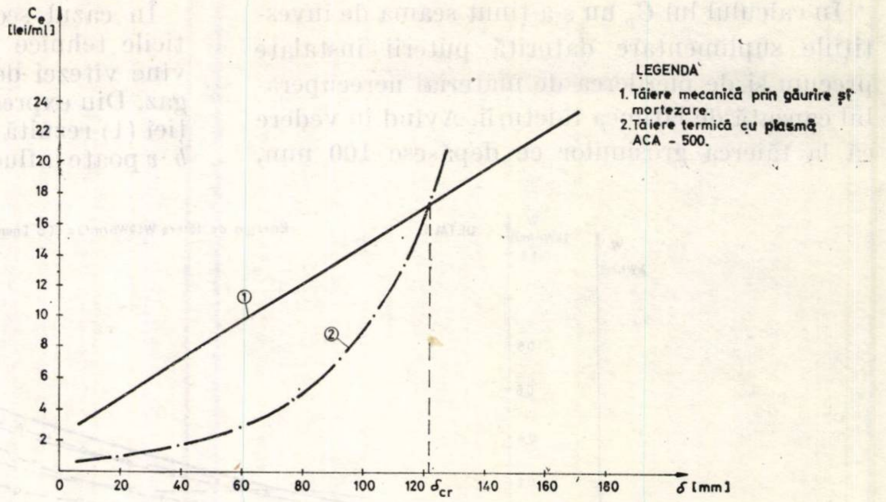


Fig. 6. Variaţia consumului specific de energie electrică funcţie de grosimea materialului.

Fig. 7. Variaţia cheltuielilor de exploatare funcţie de grosimea materialului.



Tabelul 5

Caracteristici tehnico-economice care determină cheltuielile de exploatare ale unei instalaţii de tăiere cu plasmă

Nr. crt.	Caracteristici tehnico-economic	Simbol	U.M.	Valoare
1	Costul azotului şi hidrogenului	c_{q1}	lei/m³	3,3
2	Costul argonului	c_{q2}	lei/m³	21
3	Consumul de electrozi	q_{e1}	mm/oră	15,8
4	Costul electrodului	c_{e1}	lei/mm	0,63
5	Retribuţia tarifară orară	S_h	lei/oră	8,45
6	Procentul retribuţiei suplimentare	K_1	%	6,22
7	Procentul CAS	K_2	%	15
8	Puterea absorbită	P	kW	100
9	Costul energiei electrice	c_{en}	lei/kW	0,4
10	Consumul apei de răcire	q_a	m/oră	0,24
11	Costul apei de răcire	c_a	lei/m³	1,36
12	Greutatea specifică	g_s	kg/kW	8,43
13	Costul pe kg instalaţie	c_s	lei/kg	240,8
14	Durata de funcţionare	T	ani	15
15	Fond nominal de timp	t_k	ore/an	4912
16	Durata medie a unei întreprinderi accidentale	d_0	ore	1
17	Durabilitatea între două reparaţii	τ	ani/ciclu	2
18	Durata reparaţiilor dintr-un ciclu	d_R	ore/ciclu	40
19	Timpul mediu de funcţionare	t_{mf}	ore	24
20	Uzura specifică	u	lei/oră	0,68807

Tabelul 6

Ponderea caracteristicilor tehnice în funcţia cheltuielilor de exploatare

Caracteristici tehnice	Grosimea materialului (mm)	
	60	120
Viteza de tăiere	66,6 %	71,2 %
Consum de energie electrică	20,1 %	11,3 %
Consum de gaz	13,3 %	16,5 %

Concluzii

● **La tăierea plăcilor cu grosimi pînă la 20 mm gazul plasmagen poate fi format numai din argon fără adaos de hidrogen. Tensiunea de mers în gol a sursei poate avea valori cuprinse între 160÷180 V. Redresoarele trifazate cu punte dublă, asigură o tensiune cu pulsaţii suficient de mici pentru a nu produce descărcări suplimentare în canalul tăieturii.**

● **Pentru grosimi între 40 şi 60 mm amestecul de gaz trebuie să conţină pe lîngă argon şi azot. Hidrogenul poate lipsi din amestec. În acest caz o tensiune de mers în jur de 270 V este suficientă.**

● **Pentru grosimi mai mari de 60 mm descărcarea suplimentară este stinsă de hidrogen. Amestecul de argon cu 20—30 % hidrogen asigură o tăietură îngustă de bună calitate. Azotul în amestec cu argonul măreşte lăţimea tăieturii.**

● **Diametrul ajutajului trebuie corelat cu grosimea materialului de tăiat. La grosimi mari, ajutajele cu diametre mici şi surse cu tensiuni ridicate nu contribuie la îngustarea tăieturii din cauza descărcării suplimentare din canalul tăieturii.**

Descărcarea suplimentară este şi consecinţa unor oscilaţii de tesiune care apar din cauza variaţiilor lungimii arcului în canalul tăieturii. Odată cu creşterea lungimii arcului drept consecinţă a creşterii grosimii plăcii de tăiat se impune luarea unor măsuri pentru a reduce la minim pulsaţiile de tensiune

● **În cazul unor grosimi ce depăşesc 160 mm, creşterea pronunţată a lăţimii tăieturii determină cheltuieli de exploatare mari, care reduc considerabil eficienţa economică a procedeului de tăiere cu plasmă.**

● **În viitor, cercetările în domeniu tăierii cu plasmă vor trebui orientate în direcţia găsirii unor soluţii care să conducă la reducerea lăţimii tăieturii. În acest sens, creşterea gradului de concentrare a energiei arcului va trebui să fie asigurată atît în generatorul cu plasmă cît şi în canalul tăieturii.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sălăgean, T., Vaş, Al., Popovits, D.*: Plasma termică pentru tăierea, sudarea şi acoperirea metalelor, Ed. Academiei RSR, 1969.

[2] *Ardenne, M. von*: Plasmafeinstrahlbrenner, International Institut of Welding Comission I, „Gas Welding and Allied Processes'' and subcomission I'' Thermal Cutting''.

[3] *Vaş, Al.*: Generatoarea de plasmă elaborate de CCT în „A VI-a conferinţă în domeniul sudurii şi încercării metalelor'', vol. I, iunie 1969, Timişoara.

[4] *Vaş, Al., Chevereşan, T., Răducănescu, A., Neamţu, E.* : Tăierea cu plasmă a oţelurilor inoxidabile de grosimi mari, Sesiune jubiliară de comunicări tehnic -ştiinţifice, Hunedoara, 1974.

[5] *Vaş Al.* : Consideraţii asupra posibilităţilor de creştere a energiei la tăiere cu arc de plasmă, Informaţionnie materialy SEV nr. 1, 1976.

[6] *Vasiliev, K. V.* : Die Tiefe der Gefügeänderungszone beim Plasma lichtbogenschneiden, Schweisstechnik, RDG, nr. 12/1972.

[7] *Stăncioiu, I.* : Eficienţa economică a asimilării de utilaje noi, Ed. tehnică, Bucureşti, 1972.

[8] *Turcu, I. şi colab.* : Calculul de eficienţă economică privind tăierea cu plasmă comparativ cu tăierea prin alte procedee, Protocol ,,Universitatea" Timişoara, Catedra de economie industrială, Timişoara, 1975.

CZ : 621.791 : 621.18 : 621.642

Tehnologii de sudare productive aplicate la construcţia cazanelor şi rezervoarelor

Ing. Richard SCHULZ — Institutul de sudură şi încercări de materiale — Timişoara

Consideraţii generale

La fabricaţia construcţiilor sudate se remarcă aplicarea tot mai largă a procedeelor de sudare automate şi semiautomate acestea înlocuind sudarea manuală cu electrozi înveliţi. Practica industrială arată că eficienţa aplicării acestor procedee de sudare este legată de folosirea utilajelor de sudare în combinaţie cu dispozitive de sudare, alese în funcţie de procedeul tehnologic şi forma construcţiei sudate. Aplicarea sudării mecanizate în construcţia cazanelor şi rezervoarelor permite trecerea la o producţie eficientă de serie într-o linie tehnologică continuă de fabricaţie.

Prezenta lucrare cuprinde tehnologii de sudare pentru îmbinarea longitudinală şi circulară a corpurilor cazanelor şi rezervoarelor din oţel carbon cu grosimea tablei de 12 şi 20 mm. De asemenea este prezentată schematic o linie tehnologică de fabricaţie a corpurilor cazanelor şi rezervoarelor.

Tehnologia de sudare a corpurilor cazanelor şi rezervoarelor din oţel K2/A STAS 2883/70, grosimea tablei 12 şi 20 mm

Execuţia şi controlul îmbinărilor s-a făcut conform normelor ISCIR C 4—73. Dimensiunile corpului cazanelor au permis şi sudarea automată din interior.

La stabilirea tehnologiilor de sudare s-a urmărit creşterea productivităţii la sudare şi a calităţii îmbinărilor. Acestea s-au obţinut prin reducerea numărului de straturi, folosirea curenţilor de sudare mari, eliminarea curăţirii zgurei între straturi (exceptînd curăţirea rădăcinii) înlocuirea sudării manuale a rădăcinii la îmbinările circulare prin sudarea semiautomată în mediu de CO_2.

Tehnologii de sudare a îmbinărilor longitudinale

Procedeul de sudare : îmbinările longitudinale ale virolelor s-au realizat prin sudarea automată sub flux din două părţi în două straturi (un strat din interior şi unul din exterior).

Utilaje ş dispozitive de sudare : automate de sudat sub flux, ştanduri cu role, dispozitive cu consolă pentru sudare automată sub flux a rezervoarelor.

Materiale de adaos : sîrmă de sudare S 10 x diametru 4 mm STAS 1126/76 şi flux de sudare FSM 37 B.

Formele rostului în vederea sudării pentru grosimile de tablă 12 şi 20 mm sînt prezentate în figura 1 respectiv figura 2.

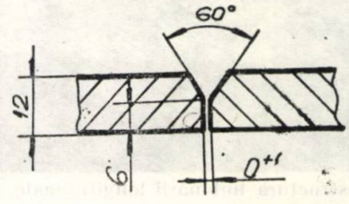


Fig. 1. Forma rostului, îmbinare longitudinală, grosimea tablei 12 mm.

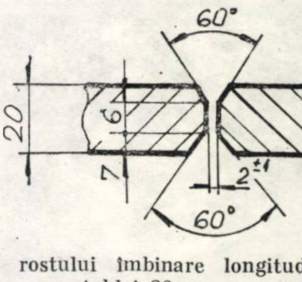


Fig. 2. Forma rostului îmbinare longitudinală, grosimea tablei 20 mm.

Primul strat s-a realizat din interior cu susţinerea rădăcinii pe pernă de flux cu furtun de aer comprimat. După curăţirea rădăcinii s-a sudat din exterior un strat. Parametrii regimurilor de sudare pentru cele două grosimi sînt prezentaţi în tabelul 1.

În figurile 3 şi 4 sînt prezentate macrostructurile îmbinărilor (grosimea tablei 12 respectiv 20 mm) realizate cu prezentele tehnologii.

Tehnologia de sudare a îmbinărilor circulare

Procedeul de sudare : îmbinările circulare (sudarea virolelor între ele şi sudarea capacelor) s-au realizat prin sudarea automată sub flux cu sudarea rădăcinii, semiautomat, în mediu de CO_2.

Utilaje şi dispozitive de sudare : automate de sudat sub flux, semiautomate de sudat în mediu

Tabelul 1

Parametrii de sudare pentru îmbinările longitudinale grosimea tablei 12 și 20 mm.

Grosimea tablei mm	Strat	Curentul de sudare A	Tensiunea arcului V	Viteza de sudare m/h	Energia liniară j/m	Locul sudării
12	1	590–610	32–33	25	$29 \cdot 10^5$	interior
	2	590–610	32–33	25	$20 \cdot 10^5$	exterior
20	1	700–720	33–34	22	$37 \cdot 10^5$	interior
	2	700–720	33–34	22	$37 \cdot 10^5$	exterior

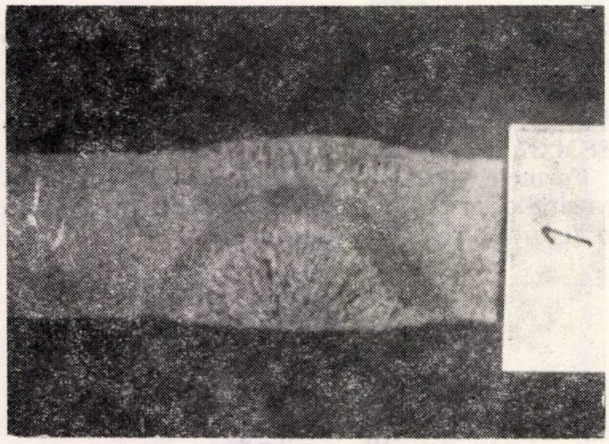


Fig. 3. Macrostructura îmbinării longitudinale, grosimea tablei 12 mm.

Fig. 4. Macrostructura îmbinării longitudinale, grosimea tablei 20 mm.

de CO_2, standuri cu role, dispozitiv cu consolă pentru sudare automată sub flux a rezervoarelor.

Materiale de adaos : sîrmă de sudare S 10X diametru 4 mm STAS 1126/76 ; flux de sudare FSM 37 B ; sîrmă pentru sudare în mediu de CO_2 S 11 M 2 S diametru 1,2 mm STAS 1126–76 ; gaz de protecție CO_2 puritate minimă 99,5 % STAS 2972–76.

Formele rostului în vederea sudării pentru grosimile de tablă 12 și 20 mm sînt prezentate în figurile 5 și 6.

Sudarea s-a început din interior prin sudarea rădăcinii, semiautomat, în mediu de CO_2. Tot din interior s-a sudat apoi un strat prin sudare automată sub flux. Din exterior s-a sudat automat sub flux un strat la grosimea

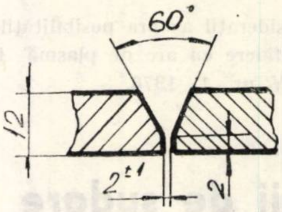


Fig. 5. Forma rostului, îmbinare circulară, grosimea tablei 12 mm.

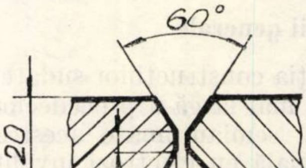


Fig. 6. Forma rostului, îmbinare circulară, grosimea tablei 20 mm.

tablei 12 mm și două straturi la grosimea tablei 20 mm. Parametrii regimului de sudare pentru cele două grosimi sînt prezentați în tabelul 2. În figurile 7 și 8 sînt prezentate macrostructurile îmbinărilor realizate conform prezentelor tehnologii.

Sudarea semiautomată în mediu de CO_2 a rădăcinii îmbinărilor circulare prezintă următoarele avantaje :

— (față de sudarea manuală cu electrozi înveliți) creșterea productivității la sudare de 2,5 ori, eliminarea curățirii dificile a zgurei din interior și exterior, creșterea calității îmbinărilor datorită pătrunderii mai bune a rădăcinii ;

— (față de sudarea automată sub flux) nu sînt necesare dispozitive pentru susținerea rădăcinii (pernă de flux rotitoare, segment circular de cupru etc.), eliminarea curățirii dificile a zgurei din interior și exterior, creșterea calității îmbinărilor datorită pătrunderii mai bune a rădăcinii (diametrul sîrmei electrod mai mic).

La toate straturile sudate automat sub flux s-a asigurat desprinderea zgurei, metalul depus ajungînd la suprafața tablei. Curenții mari folosiți asigură retopirea parțială a rădăcinii sudate în mediu de CO_2 eliminînd defectele frecvente la rădăcină.

Examinarea calității îmbinărilor sudate

Probele sudate din materialul cazanelor au fost supuse, conform normelor ISCIR C4–73, următoarelor încercări și analize : încercări mecanice (tracțiune, îndoire, reziliență), analize metalografice, încercări de duritate. De asemenea s-a făcut control Roentgen 100 % la corpurile cazanelor sudate cu prezentele tehnologii. Rezultatele obținute s-au încadrat în normele prescrise atestînd calitatea îmbinărilor.

Tabelul 2

Parametrii de sudare pentru îmbinările circulare, grosimea tablei 12 și 20 mm.

Grosimea tablei mm	Strat –	Procedeul de sudare	Diametrul electrod mm	Curentul de sudare A	Tensiunea arcului V	Viteza de sudare m/h	Energia liniară j/m	Locul sudării
12	1	CO_2	1,2	140–120	22–23	16–17	–	interior
	2	SAF	4	570–590	32–33	23,3	$29 \cdot 10^5$	interior
	3	SAF	4	570–590	32–33	23,3	$29 \cdot 10^5$	exterior
20	1	CO_2	1,2	190–210	22–23	16–17	–	interior
	2	SAF	4	560–580	33–34	23,3	$29 \cdot 10^5$	interior
	3	SAF	4	670–690	30–32	23,3	$32 \cdot 10^5$	exterior
	4	SAF	4	600–620	33–34	2,3	$31 \cdot 10^5$	exterior

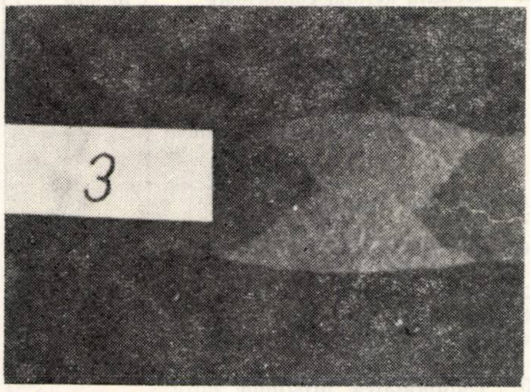


Fig. 7. Macrostructura îmbinării circulare, grosimea tablei 12 mm.

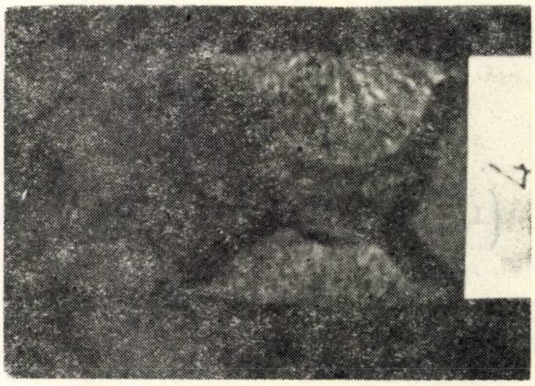


Fig. 8. Macrostructura îmbinării circulare, grosimea tablei 20 mm.

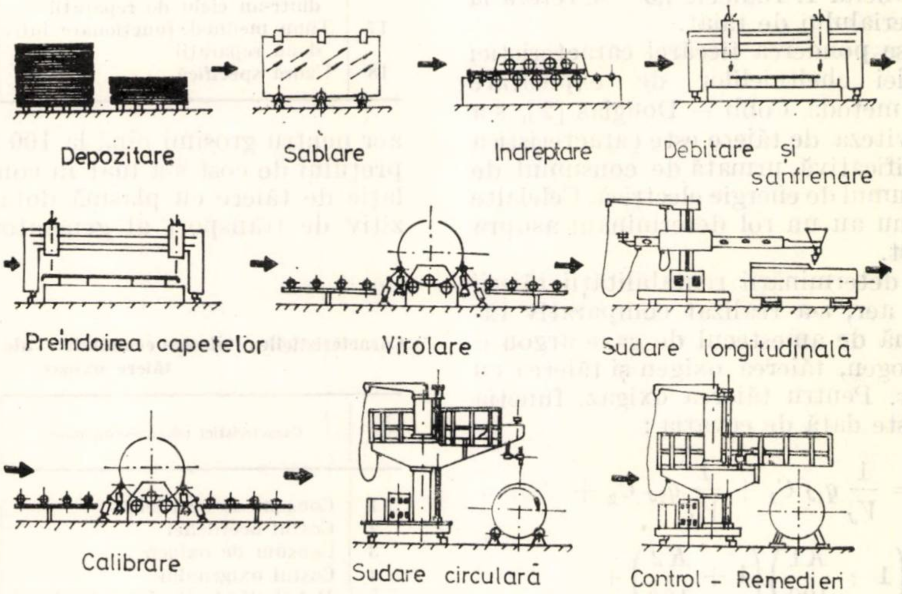


Fig. 9. Linie tehnologică de fabricație a corpurilor cazanelor și rezervoarelor.

Schema de organizare a lucrărilor pentru sudarea mecanizată a corpurilor cazanelor și rezervoarelor

În construcția cazanelor și rezervoarelor în cazul automatizării procesului de sudare timpul efectiv de sudare este sub 10% din timpul total de lucru necesar construcției. De aceea, la o producție de serie pe lîngă introducerea sudării automate este necesară încadrarea fluxului tehnologic într-o linie continuă de fabricație, reducînd la minim timpii de transport și depozitare interoperații. În figura 9 este prezentată schematic ordinea de amplasare a principalelor posturi de lucru într-o linie tehnologică de fabricație a corpurilor cazanelor și rezervoarelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Buller*: Pre-planning for fished and manufacture in the pressure vessel industry, în: WELDING AND METAL FABRICATION, vol. 3, nr. 2, 1975, pag. 85–92.

[2] *Ghitlevici, L. D.*: Mecanizarea și automatizarea producției sudate, În: Editura tehnică, București, 1974.

[3] *Hampe, W.*: Rationeller Eigenbau von Schweissanlagen. In „Schweisstechnik", Berlin, vol. 22, nr. 10, 1972, p. 433–442.

[4] * * *: Colecția ISCIR C4–1973, București, Editura tehnică, 1974.

CZ : 621.791.927.55 : 669.16

Cercetări privind tăierea cu plasmă de aer a oțelurilor carbon

Dr. ing. Alexandru VAȘ, fiz. Maria NEAMȚU – I.S.I.M.–Timișoara

1. Eficiența economică a tăierii metalelor este caracterizată de funcția generalizată a cheltuielilor de exploatare a instalațiilor de tăiere folosite. În cazul tăierii cu plasmă, cheltuielile de exploatare au fost evaluate ținîndu-se seama de caracteristicile instalației de plasmă, obținîndu-se o relație de forma [1]:

$$C^J_{plasma} = \frac{1}{V_J} q_{1J} C_g + \frac{1}{V_J} q_{2J} Cel + \frac{1}{V_J} Sh \left(1 + \frac{K_1}{100}\right) \cdot \left(1 + \frac{K_2}{100}\right) + \frac{P_J}{V_J} Cen + \frac{D}{V_J} Cap + \frac{1}{V_J} \cdot \frac{Preț\ instalație}{T\left[t_k\left(1 - \frac{da}{tmf}\right) - \frac{dR}{\tau}\right]} + \frac{U}{V_J} \ldots (1)$$

Semnificația mărimilor ce apar în ecuația (1) este dată în tabelul 1. Indicele „J" se referă la grosimea materialului de tăiat.

Calculîndu-se ponderea fiecărei caracteristici asupra funcției cheltuielilor de exploatare C^J_{plasma}, după metoda Cobb – Douglas [2], s-a constatat că viteza de tăiere este caracteristica cea mai semnificativă, urmată de consumul de gaze și de consumul de energie electrică. Celelalte caracteristici nu au un rol determinant asupra prețului de cost.

În vederea determinării rentabilității tăierii cu plasmă de aer, s-a realizat comparativ tăierea cu plasmă de amestecul de gaze argon + +azot + hidrogen, tăierea oxigen și tăierea cu plasmă de aer. Pentru tăierea oxigaz, funcția cheltuielilor este dată de ecuația :

$$C^J_{oxigen} = \frac{1}{V_J} q_{1J} C_1 + \frac{1}{V_J} q_{2J} C_2 + \frac{Sh}{V_J}\left(1 + \frac{K1}{100}\right)\left(1 + \frac{K2}{100}\right) + \frac{Preț\ instalație}{V_J T\left[t_K\left(1 - \frac{da}{tmf}\right) - \frac{dR}{\tau}\right]} + \frac{U1}{V_J T1\left[t_K\left(1 - \frac{da}{tmf}\right) - \frac{dR}{\tau}\right]} \ldots (2)$$

Mărimile de ecuația (2) sînt explicate în tabelul 2.

Utilizînd relația (1), s-a calculat costul unui metru tăietură în cazul utilizării plasmei de aer pentru grosimi pînă la 100 mm. La calculul prețului de cost s-a luat în considerare o instalație de tăiere cu plasmă dotată cu un dispozitiv de transport al generatorului cu rolă de

Tabelul 1

Caracteristicile tehnico-economice ale unei instalații de plasmă

Nr. crt.	Caracteristici tehnico-economice	Unități de măsură	Simbol
1	Debitul aerului comprimat	m³/oră	q_1
2	Costul aerului	lei/m³	C_g
3	Consum de electrod	mm/oră	q_2
4	Costul electrodului	lei/mm	*cel*
5	Retribuția tarifară orară a lucrătorului	lei/oră	*Su*
6	Procentul retribuției suplimentare	%	k_1
7	Procentul C.A.S.	%	k_2
8	Puterea absorbită	kW	*P*
9	Costul energiei electrice	lei/kWh	*Cen*
10	Debitul apei de răcire	m³/oră	*D*
11	Costul apei de răcire	lei/m³	*Cap*
12	Durata de funcționare	ani	*T*
13	Fond de timp	ore/an	t_k
14	Durata medie a unei întreruperi accidentale	ore	*da*
15	Durabilitatea utilajului între două reparații	ani/ciclu	τ
16	Durata reparațiilor planificate dintr-un ciclu de reparații	ore/ciclu	d_R
17	Timp mediu de funcționare între două reparații	ore	t_{mf}
18	Uzura specifică	lei/oră	*U*

Tabelul 2

Caracteristicile tehnico-economice ale unei instalații de tăiere oxigaz.

Nr. crt.	Caracteristici tehnico-economice	Unități de măsură	Simbol
1	Consum de acetilenă	m³/oră	q_1
2	Costul acetilenei	lei/oră	C_1
3	Consum de oxigen	m³/oră	q_2
4	Costul oxigenului	lei/m³	C_2
5	Retribuția tarifară orară a lucrătorului	lei/oră	*Sh*
6	Procentul retribuției suplimentare	%	k_1
7	Procentul CAS	%	k_2
8	Durata de funcționare	ani	*T*
9	Fond nominal de timp	ore/an	T_k
10	Durata medie a unei întreruperi accidentale	ore	*da*
11	Timp mediu de funcționare	ore	*tmf*
12	Durata reparațiilor planificate dintr-un ciclu de reparații	ore/ciclu	d_R
13	Prețul pieseolr de uzură mare	lei	U_1
14	Durata pieselor de uzură mare	ani	T_1
15	Viteza de tăiere	m/oră	*V*
16	Durabilitatea utilajului între două reparații	ani/ciclu	τ

urmărire magnetică. Costurile obţinute în funcţie de grosimea oţelului carbon tăiat sînt prezentate în figura 1, curba 2.

În aceeaşi figură s-a reprezentat costul tăierii oxigaz (curba 1), respectiv costul tăierii cu plasma de amestecul de gaze considerat (curba 3) în funcţie de grosimea materialului tăiat. Costurile sînt exprimate în procente, toate valorile fiind raportate la costul tăierii oxigaz pentru grosimea de 100 mm, ce s-a considerat a fi 100%.

Analizînd curbele din figura 1 se constată că pînă la 70 mm tăierea cu plasmă de aer este mai

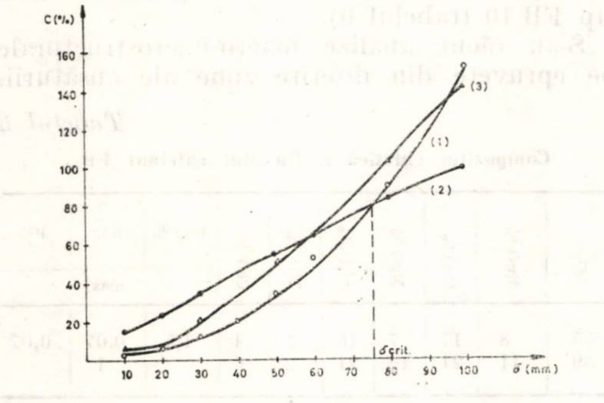


Fig. 1. — costul în funcţie de grosimea materialului pentru tăierea oxigaz (curba 1), pentru tăierea cu plasmă de aer (curba 2) şi pentru tăierea cu plasmă de $Ar+N_2+H_2$ (curba 3).

avantajoasă ca tăierea oxigaz. În cazul utilizării plasmei de argon, azot, hidrogen, costul tăierii cu plasmă de aer este mai mic decît cel al tăierii cu plasmă de amestec, pînă la aproximativ 88 mm.

2. Folosind aceeaşi metodologie s-au determinat costurile tăierii oţelurilor carbon pînă la 100 mm grosime utilizînd patru instalaţii de plasmă care ar funcţiona simultan (figura 2, curba 3) şi comparativ cu situaţia cînd s-ar folosi o singură instalaţie de tăiere cu plasmă de aer echipată cu patru generatoare (figura 2, curba 2). Costurile în procente s-au calculat faţă de costul tăierii oxigaz pentru grosimea de 100 mm, folosind o instalaţie cu patru arzătoare (figura 2, curba 1).

Din figura 2 se poate trage concluzia, că preţul de cost al tăierii cu plasmă de aer, în cazul folosirii unei instalaţii cu patru generatoare, este mai mic faţă de cazul cînd s-au folosit patru instalaţii. De asemenea se constată că diferenţa dintre cele două costuri creşte, pe măsură ce grosimea materialului creşte.

S-a determinat grosimea limită (δ_{crt}, figura 3) pînă la care este oportună tăierea cu plasmă de aer în condiţiile din R.S.R. În acest scop s-au studiat comparativ preţul de cost al tăierii cu plasmă de aer (curba 1, figura 3), al tăierii cu plasmă de amestec de gaze (curba 3, figura 3), respectiv al tăierii oxigaz (curba 2, figura 3) cînd se utilizează o instalaţie cu mai multe generatoare.

Din figura 3 se poate vedea că, pînă la 75mm grosime, tăierea cu plasmă de aer cu o instalaţie cu patru generatoare ar fi mai economică decît tăierea oxigaz.

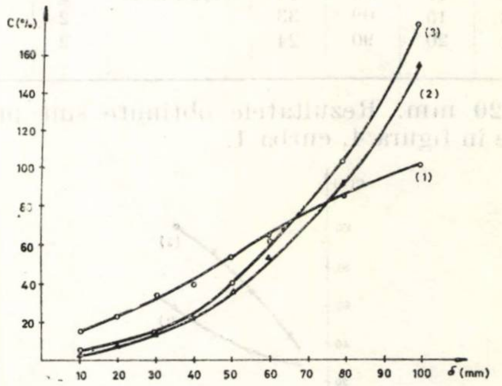


Fig.2 — costurile în cazul unei instalaţii de tăiere oxigen cu patru arzătoare (curba 1) a unei instalaţii de tăiere cu plasmă de aer cu patru generatoare (curba 2) şi în cazul utilizării a patru instalaţii de tăiere cu palsmă de aer, în funcţie de grosimea materialului.

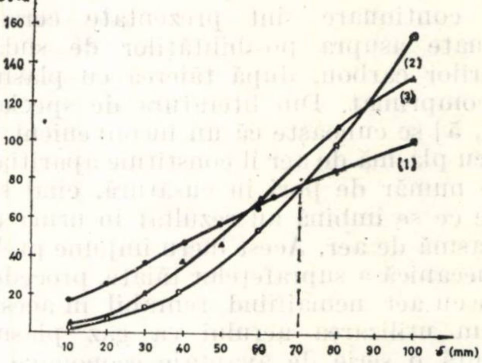


Fig. 3. — costul tăierii cu plasmă de aer (curba 1), al tăierii oxigaz (curba 2) şi al tăierii cu plasmă de $Ar+N_2+H_2$, în cazul unei instalaţii cu patru arzătoare, funcţie de grosimea materialului.

3. În cadrul I.S.I.M. s-au elaborat tehnologiile de tăiere cu plasmă de aer comprimat a oţelurilor carbon, inoxidabile şi slab aliate pînă la 20 mm grosime. Experimentările s-au făcut cu generatorul de plasmă GPT—A, racordat la o instalaţie din dotarea laboratorului. Ca electrod s-a folosit o pastilă din zirconiu, presată într-un portelectrod din cupru, întregul ansamblu fiind răcit intens cu apă. Regimul utilizat pentru tăierea oţelurilor carbon de grosime 5—20 mm este dat în tabelul 3.

Folosind ecuaţia (1) şi datele din tabelul 3, s-a calculat costul unui metru tăietură cu plasmă de aer în funcţie de grosimile considerate

Curba 2 din figura 4 reprezintă costurile tăierii oxigaz funcţie de grosimile considerate. Şi în acest caz preţul de cost al tăierii cu plasmă

Tabelul 3

Regim de tăiere a oțelurilor carbon.

Nr. ctr.	(mm)	$I_{tăiere}$ (A)	V (m/oră)	Q (m/oră)	Ø el(mm)	Ø ajutaj (mm)
1	5	90	48		2	1,5
2	10	90	40	4000÷6000	2	1,5
3	15	09	33		2	1,5
4	20	90	24		2	1,5

5–20 mm. Rezultatele obținute sînt prezentate în figura 4, curba 1.

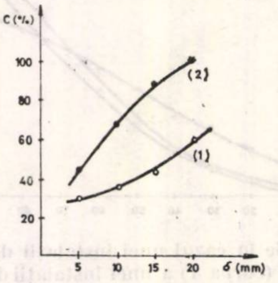


Fig. 4 – costul tăierii oxigaz comparativ cu costul tăierii cu plasmă de aer.

de aer comprimat este mai mic ca cel al tăierii oxigaz.

În continuare sînt prezentate cercetările efectuate asupra posibilităților de sudare a oțelurilor carbon, după tăierea cu plasmă de aer comprimat. Din literatura de specialitate [3, 4, 5] se cunoaște că un inconvenient al tăierii cu plasmă de aer îl constituie apariția unui mare număr de pori în cusătură, cînd suprafețele ce se îmbină au rezultat în urma tăierii cu plasmă de aer. Acest lucru impune prelucrare mecanică a suprafețelor tăiate, procedeul de tăiere cu aer nemaifiind rentabil în acest caz.

Cum utilizarea aerului ca gaz plasmagen prezintă o serie de avantaje economice, s-au cercetat unele particularități privind apariția porilor și modul cum pot fi evitați. Apariția porilor se datorește faptului că, pe porțiunea ZIT, suprafețele tăiate cu plasmă de aer comprimat prezintă o concentrație mare de azot și oxigen. Experimental s-a cercetat distribuția

Tabelul 4

C%	Mn%	Si%	P%	S%
0,13	1,51	0,33	0,018	0,018

Tabelul 5

Compoziția chimică a sîrmei S 10 Mn 1

C%	Mn%	Si%	P%	S%	Cr%	Ni%
0,10	0,80 1,20	0,10	0,03	0,03	0,20	0,30

concentrației de azot și oxigen în ZIT precum și dependența cantității de gaze funcție de parametrii regimului de tăiere [4]. S-a constatat că la un anumit regim de tăiere conținutul de gaze din metalul tăiat se reduce, ceea ce exclude apariția ulterioară a porilor în cusătură. Cercetările s-au făcut pe un oțel OL 52–3K de 8 mm grosime. Compoziția chimică a oțelului este dată în tabelul 4.

Regimul de tăiere folosit este cel din tabelul 3. Suprafețele tăiate au fost sudate cap la cap, sub strat de flux, printr-o singură trecere. S-a utilizat o sîrmă S 10 Mn 1 (compoziția chimică este dată în tabelul 5) și flux calcinat tip FB 10 (tabelul 6).

S-au făcut analize macro-microstructurale pe epruvete din diferite zone ale cusăturii.

Tabelul 6

Compoziția chimică a fluxului calcinat FB

SiO_2 %	MnO %	CaO %	MgO %	Al_2O_3 %	TiO_2 %	Ca F %	FeO %	S%	P%
							max.		
35 39	8 11	17 21	7 13	16 21	1 2	4 6	1,5	0,07 I	0,07

Probele șanfrenate cu plasmă de aer și sudate s-au studiat comparativ cu probele șanfrenate mecanic și sudate. Prin analizele microsctructurale nu s-au pus în evidență incluziuni nedorite în cusătură. Pe baza rezultatelor obținute, se poate afirma că pentru oțelurile cercetate este rentabilă tăierea cu plasmă de aer; suprafețele tăiate nu necesită prelucrări mecanice în vederea sudării.

Concluzii

- **Costul unui metru tăietură în cazul utilizării unei instalații de tăiere cu plasmă de aer este mai mic ca prețul de cost al tăierii oxigaz, în domeniul de grosimi 5–70 mm.**
- **O instalație de tăiere cu plasmă de aer cu patru generatoare este mai rentabilă decît folosirea patru instalații de tăiere. În acest caz, domeniul de rentabilitate a plasmei de aer se mărește de la 70 mm la 75 mm.**
- **În RSR, avînd în vedere ponderea mare ce o au oțelurile pînă la 60 mm grosime, se justifică introducerea procedeului de tăiere cu plasmă de aer folosind o instalație cu mai multe generatoare.**

BIBLIOGRAFIE

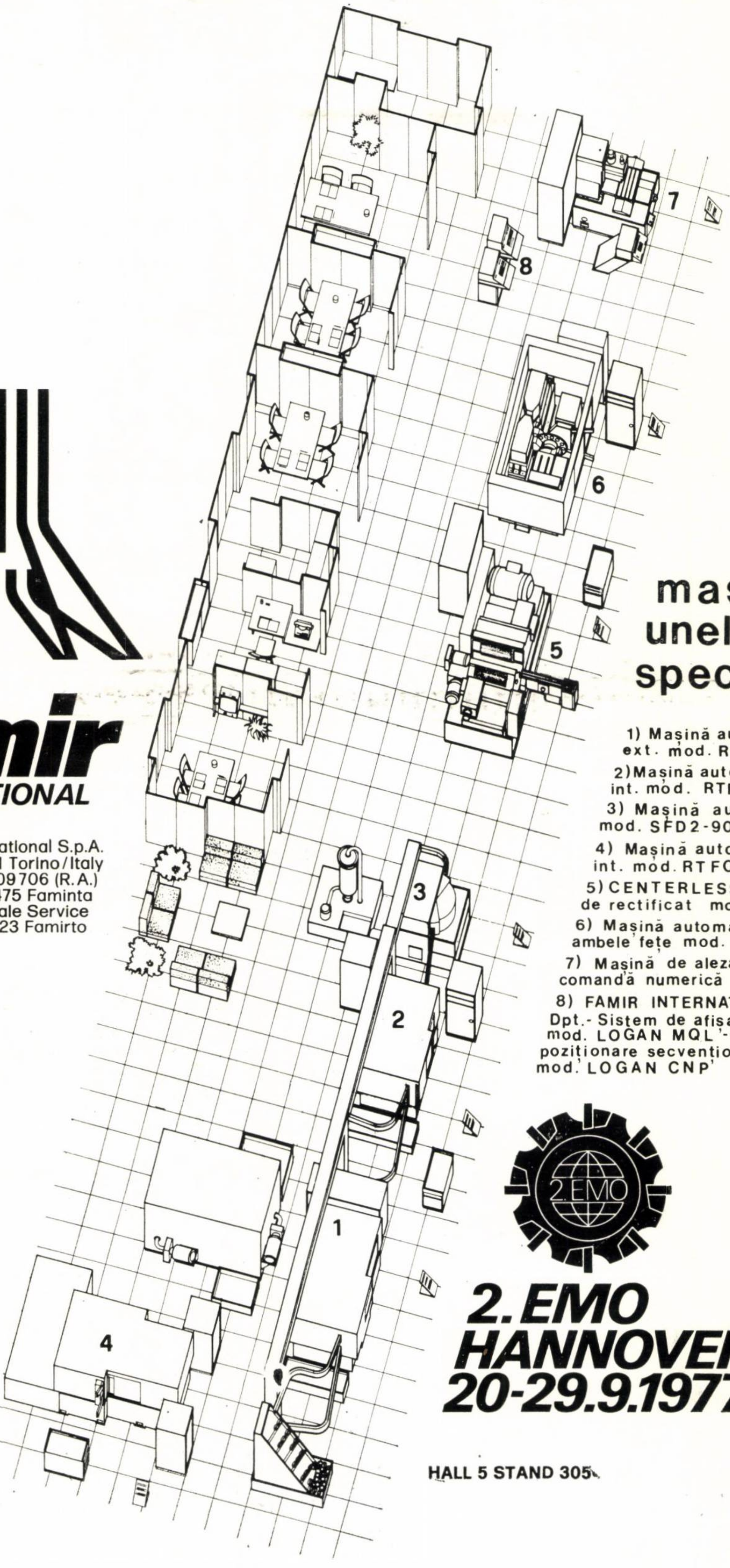
[1] *Turcu, I. și colab.*: Determinarea eficienței economice la tăierea cu plasmă a oțelurilor de construcții comparativ cu tăierea prin alte procedee, 1975, Timișoara.

[2] *Stăncioiu, I.*: Eficiența economică a asimilării de utilaje noi, Ed. tehnică, București, 1972.

[3] *Vasiliev, K. V., Kohlikian, L. O.*: Poristost ș vov pri svarke po kromkam podgotovlennîm vozdușno-plazmennoi rezkoi, i merî eio preduprejdenia, „Svarocinoe proizvodstvo", 1976, Nr. 4, s. 47–49.

[4] *Vasiliev, K. V. i dr.*: Nasîșcenie gazami k pomok, vîpolnennîh vozdușno – plazmennoi rezkoi, i ego v lianie na obrazovanie por vșvah, „Avtomaticeskaia svarka", 1974, Nr. 9, s. 67–70.

[5] *Kobeleva, K. N. i dr.*: Predotvrașcenie por pri svarke detalei iz korpusnîh stalei, vîrezannîh vozdușn o-plazmennoi rezkoi, „Sv. proizv", nr. 3/1973, s. 33–35.



famir
INTERNATIONAL

Famir International S.p.A.
piazza Crimea 7 10131 Torino/Italy
Telef. (011) 6509706 (R.A.)
Telex 23475 Faminta
after Sale Service
23223 Famirto

mașini-unelte speciale

1) Mașină automată de rectificat ext. mod. RTF-D1.120/50. DR/AG
2) Mașină automată de rectificat int. mod. RTFO-D.80/80.CO
3) Mașină automată de honuit mod. SFD2-90/I-R
4) Mașină automată de rectificat int. mod. RTFO-D. 250/250. CO/B
5) CENTERLESS Mașină automată de rectificat mod. RTSC-610/P
6) Mașină automată de rectificat pe ambele fețe mod. RTF2M-610
7) Mașină de alezat și frezat cu comandă numerică mod. MINOR-VNC.1
8) FAMIR INTERNATIONAL-Electronic Dpt.- Sistem de afișare numerică mod. LOGAN MQL'- Dispozitiv de poziționare secvențională mod. LOGAN CNP'

2.EMO

2.EMO HANNOVER 20-29.9.1977

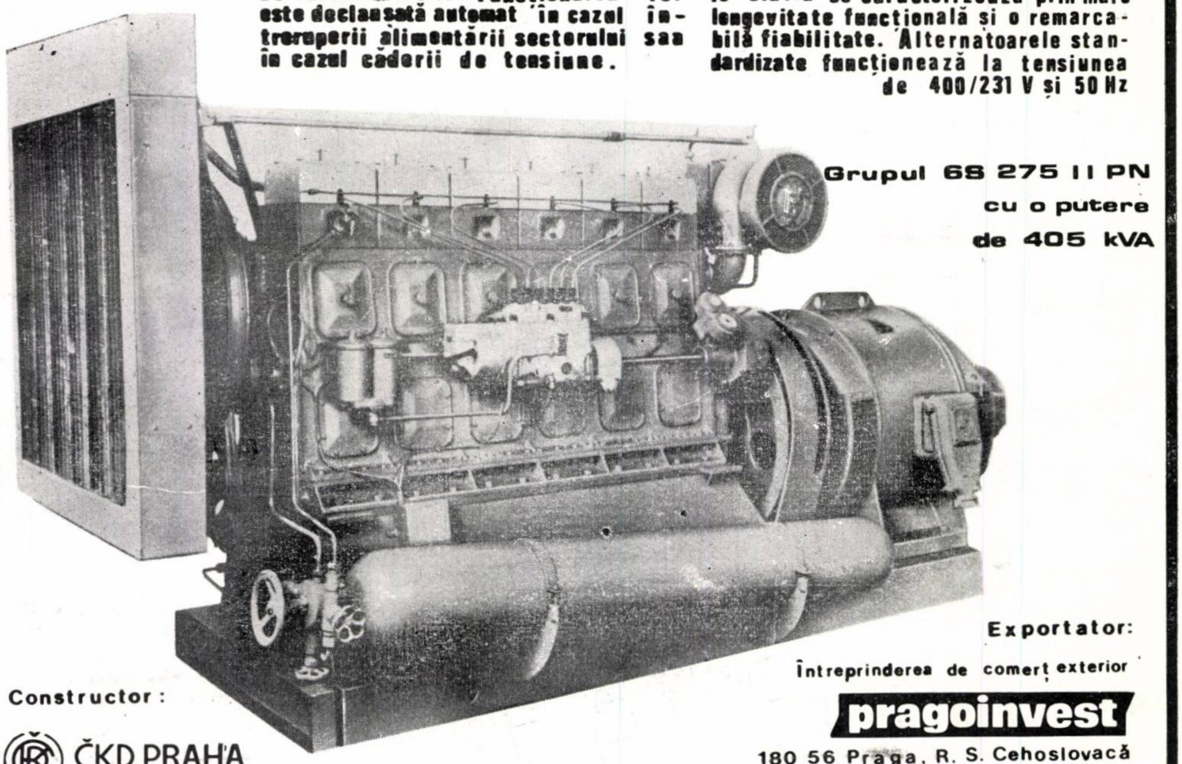
HALL 5 STAND 305

publicom

CENTRALE DIESEL-ELECTRICE AUTOMATE DE 23 și 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele Diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate. Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz



Grupul 6S 275 II PN cu o putere de 405 kVA

Constructor:

ČKD PRAHA

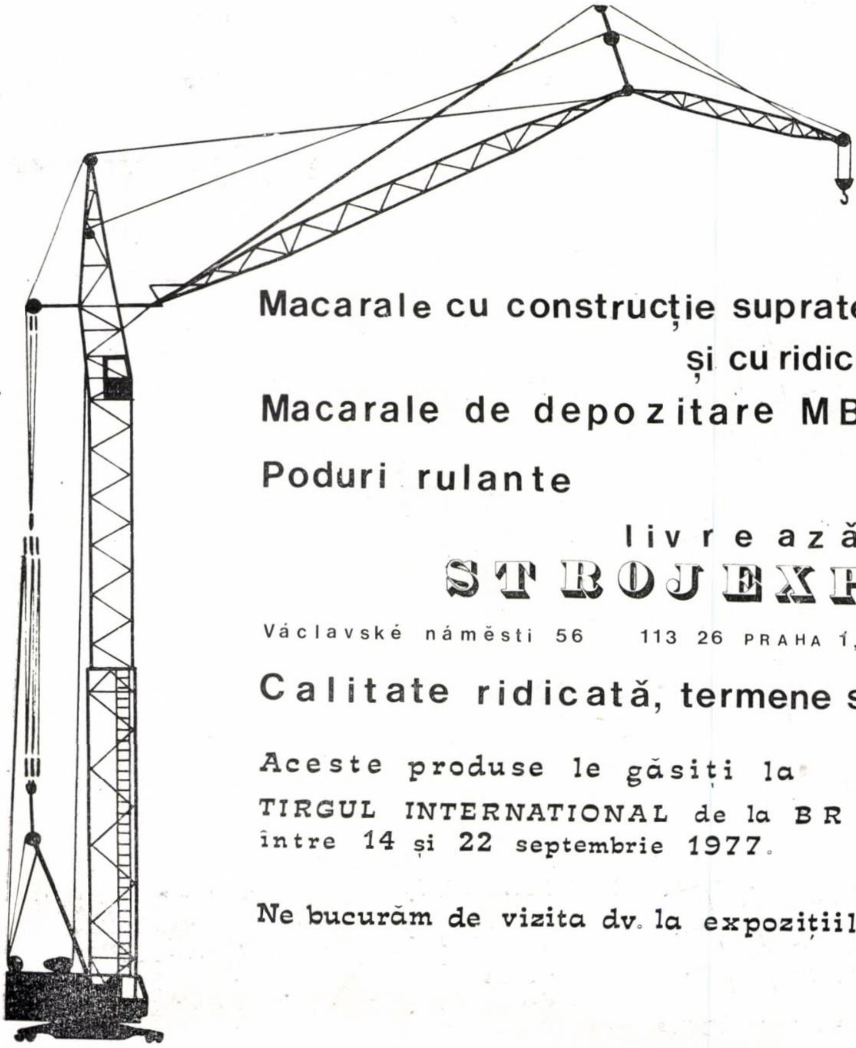
Exportator:

Întreprinderea de comerț exterior

pragoinvest

180 56 Praga, R. S. Cehoslovacă

PUBLICOM



Macarale cu construcție supraterană, macarale-turn și cu ridicare automată MB 88

Macarale de depozitare MB 110

Poduri rulante

livrează

STROJEXPORT

Václavské náměstí 56 113 26 PRAHA 1, CEHOSLOVACIA

Calitate ridicată, termene scurte de livrare

Aceste produse le găsiți la TIRGUL INTERNATIONAL de la BRNO între 14 și 22 septembrie 1977.

Ne bucurăm de vizita dv. la expozițiile noastre !

EXPORT STROJEXPORT IMPORT

PRAHA - CZECHOSLOVAKIA

PUBLICOM

Folosiți

CUȚITE

în loc de

DISCURI DE RECTIFICARE

Nu mai este necesară utilizarea mașinilor de rectificat pentru prelucrarea de precizie a oțelurilor călite și a fontelor de înaltă rezistență.

Folosiți în întreprinderea dumneavoastră

Sculele din materiale compuse

Un nou material din policristale pe bază de azotură de bor.

Scule din materiale compuse

pentru:

- strunjire—alezare;
- rectificare.

EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova, V-342
str. Obrucev, 34/79
telefon 334 76 00-334 75 00 telex 7691-7692-7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM

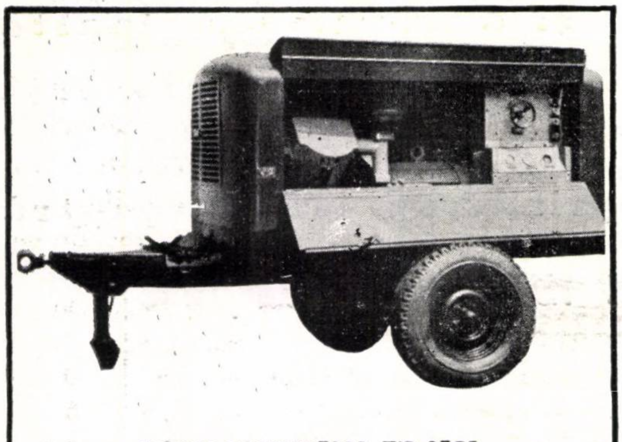
Întreprinderea „TIMPURI NOI" București

Splaiul Unirii nr. 165
Sector 4, Cod 74281

Telefon 21.61.60 – 21.57.33
Telex 10.846

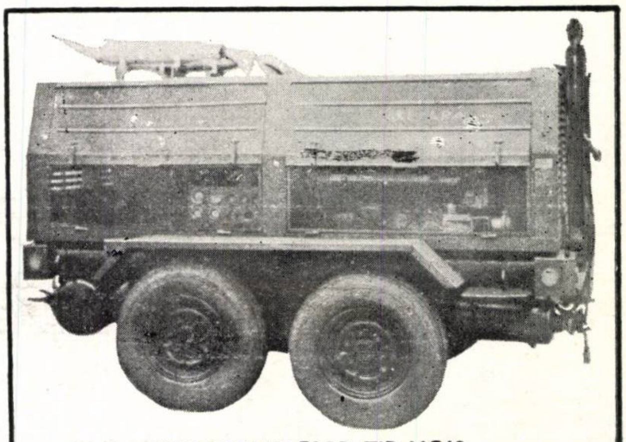
produce și livrează:

- COMPRESOARE ȘI ELECTROCOMPRESOARE 0,26–10 m³/min



ELECTROCOMPRESOR TIP 2EC5

- MOTOCOMPRESOARE 5–10 m³/min



MOTOCOMPRESOR TIP MC10

- MOTOARE DIESEL ȘI CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE 4–120 CP

MOTOR DIESEL TIP D120–8V

PRODUS NOU – ELECTROCOMPRESOR TIP 3EC9

Agregat transportabil destinat să furnizeze aer comprimat pentru transportul pneumatic al cimentului în vrac.

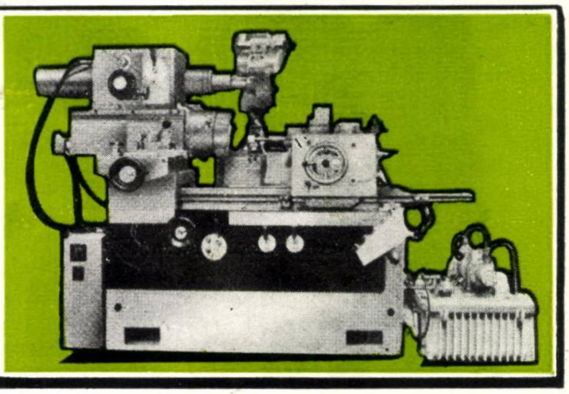
Caracteristici :
- presiune 3 daN/cm^2 ;
- debit 13 m^3/min ;
- turație 1 500 rot/min ;
- gabarit 2 540, 1 280, 1 330 mm.

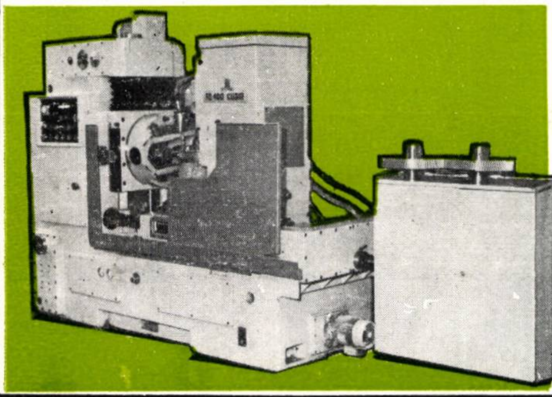
INTREPRINDEREA MECANICĂ CUGIR
str. LENIN nr. 1 - Jud. ALBA * ROMANIA *
telef: 51420 * telex: 036293 * cod: 2566

RIF 10/100

Maşina de rectificat interior şi frontal R.I.F. 10/100 este destinată rectificărilor de precizie a alezajelor cilindrice sau conice şi a suprafeţelor plan-frontale. Ciclul de lucru este manual sau automat.

Diametrul max.de rectificat...	mm	100
Diametrul min.de rectificat...	mm	10
Lungimea max.de rectificat...	mm	120
Greutatea	kg	3600

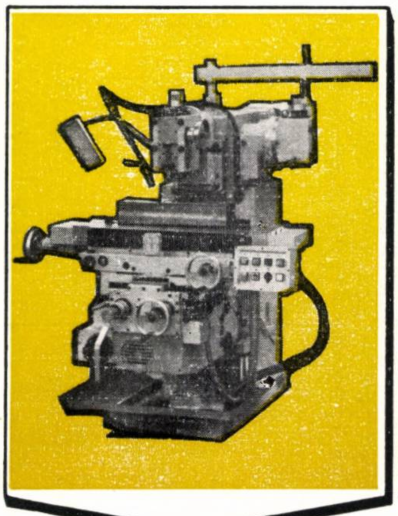


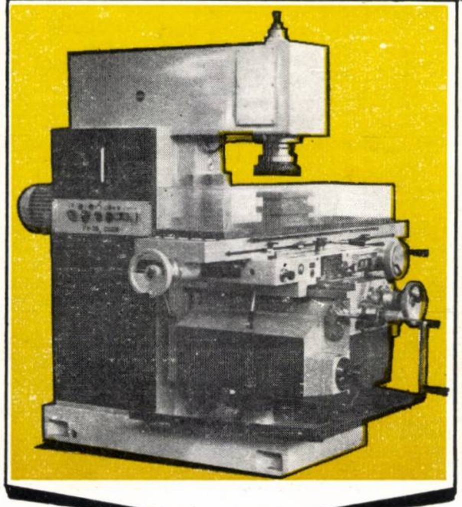


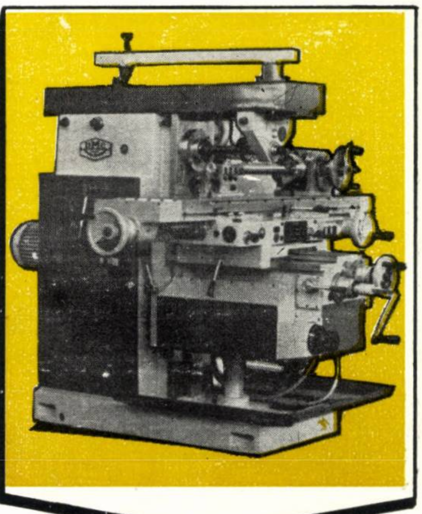
FD-250; FD-400

Noile tipuri de maşini de frezat roţi dinţate prin rostogolire, sînt destinate prelucrării roţilor dinţate cilindrice cu dinţi drepţi şi înclinaţi, a roţilor melcate şi cilindro-conice. Precizia de prelucrare se încadrează în clasa 6-a DIN

Diametrul max.de prelucrat..	mm	250	400
Modulul max.de prelucrat ..	mm	6	8
Cursa max.a avansului axial	mm	280	300
Puterea electromotorului pr.	kw	5,5	7,5
Greutatea	kg	5400	6400







FU-25

Maşina de frezat universală FU-25x100, face parte din categoria maşinilor de frezat cu consolă şi permite cele mai diverse genuri de prelucrări atît în producţia de serie mică sau unicate cît şi de serie mare.

FV-36

Maşinile de frezat verticale FV-36x160 CF cu cap fix şi FV-36 CR cu cap rotativ, din familia maşinilor de frezat cu consolă, permit prelucrarea pieselor prin cicluri de lucru automate şi semiautomate.

-Unghiul de înclinare al capului rotativ ± 90°.

-Cursa pinolei 100mm.

FU-36

Maşina de frezat universală FU 36x160 (FU 36x140) dotată cu un set larg de accesorii speciale, care măreşte domeniul de utilizare al maşinii.

-Unghiul de rotire al mesei ±45°

-Limitele avans.-long. 19-950 mm/min.-trans. 19-950 mm/min. -vert. 3-316 mm/min

EXPORTS:

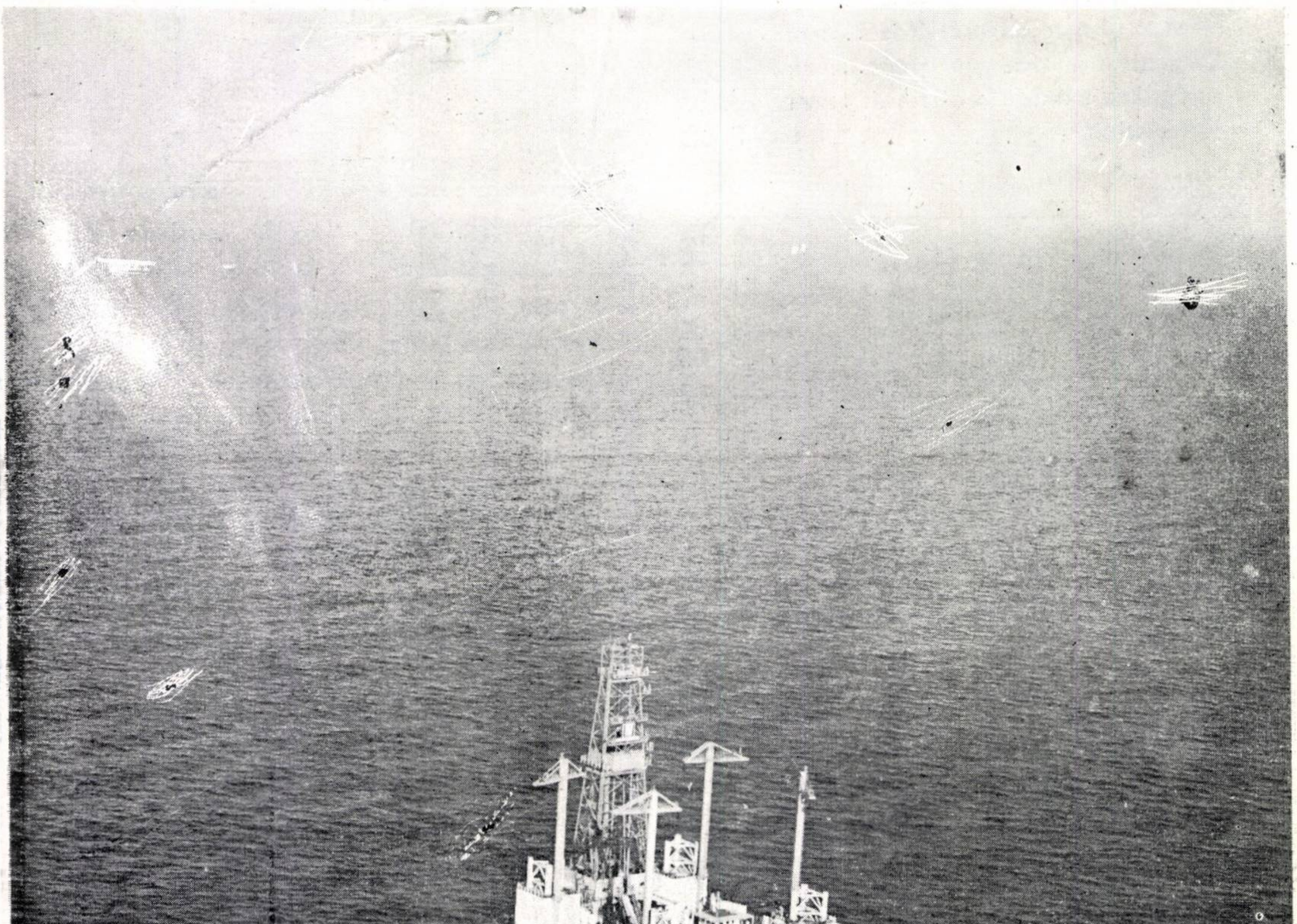
- Complete oil refineries and complex chemical and petrochemical plants, parts of plants and technological lines in the field of chemical, petrochemical and petroleum refining industry
- Drilling rigs and drilling equipment, production equipment for oil and gas wells, for geological researches and for hydrogeological drilling rigs, mining equipment, pumps and industrial fittings
- Surveys, designs, technical assistance in construction, erection and operation, training of operating personnel and any other engineering works and services in the oilfield equipment, refineries, chemical and petrochemical projects.

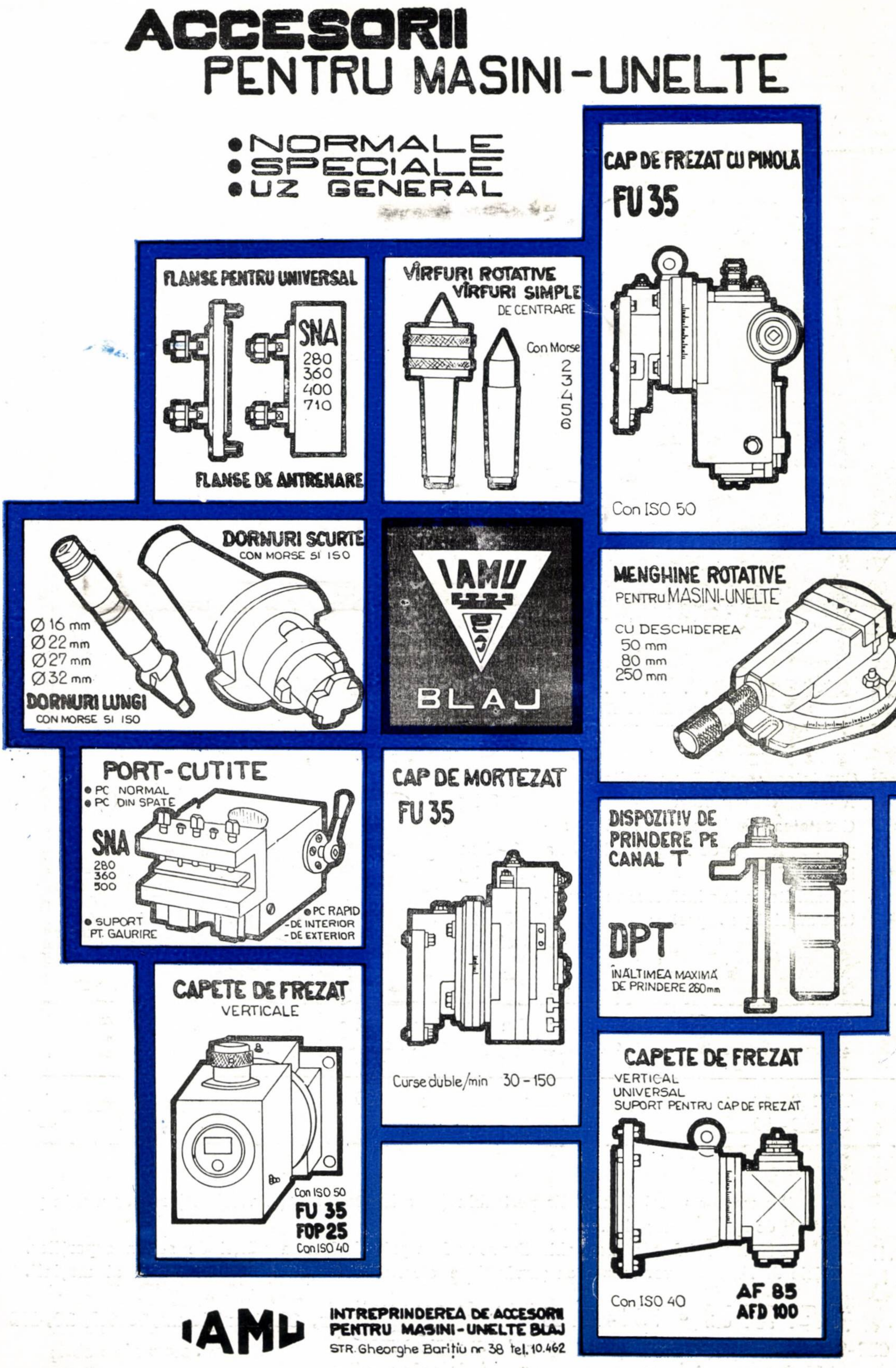
IMPORTS:

- Equipment needed for complex chemical and oil processing plants and equipment specific for oil and gas extractive industry
- Industrial fittings
- Pumps

CO-OPERATES:

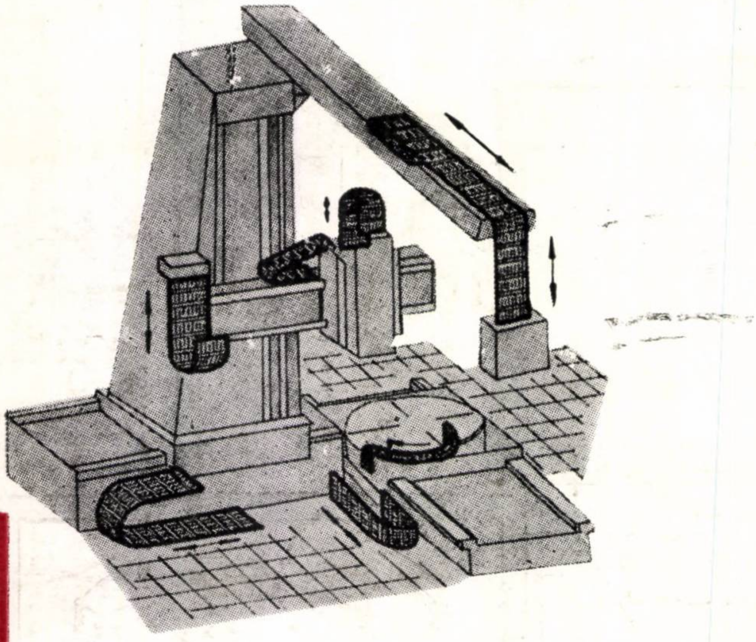
- With specialized companies in other countries for the performance of industrial projects, developing of technologies in the field of chemical industry and oil processing as well as manufacture of oil and mining equipment.




ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE
• NORMALE
• SPECIALE
• UZ GENERAL
CAP DE FREZAT CU PINOLĂ
FU 35
Con ISO 50
FLANSE PENTRU UNIVERSAL
SNA
280
360
400
710
FLANSE DE ANTRENARE
VÎRFURI ROTATIVE
VÎRFURI SIMPLE
DE CENTRARE
Con Morse
2
3
4
5
6
DORNURI SCURTE
CON MORSE SI ISO
Ø 16 mm
Ø 22 mm
Ø 27 mm
Ø 32 mm
DORNURI LUNGI
CON MORSE SI ISO
IAMU
BLAJ
MENGHINE ROTATIVE
PENTRU MASINI-UNELTE
CU DESCHIDEREA
50 mm
80 mm
250 mm
PORT-CUTITE
• PC NORMAL
• PC DIN SPATE
SNA
280
360
500
• SUPORT
PT. GAURIRE
• PC RAPID
-DE INTERIOR
-DE EXTERIOR
CAP DE MORTEZAT
FU 35
Curse duble/min 30 - 150
DISPOZITIV DE
PRINDERE PE
CANAL T
DPT
ÎNĂLTIMEA MAXIMĂ
DE PRINDERE 260 mm
CAPETE DE FREZAT
VERTICALE
Con ISO 50
FU 35
FOP 25
Con ISO 40
CAPETE DE FREZAT
VERTICAL
UNIVERSAL
SUPORT PENTRU CAP DE FREZAT
Con ISO 40
AF 85
AFD 100
IAMU
INTREPRINDEREA DE ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE BLAJ
STR. Gheorghe Barițiu nr 38 tel. 10.462

LANŢURI PORTCABLU

- TC 160–40
- TC 200–50



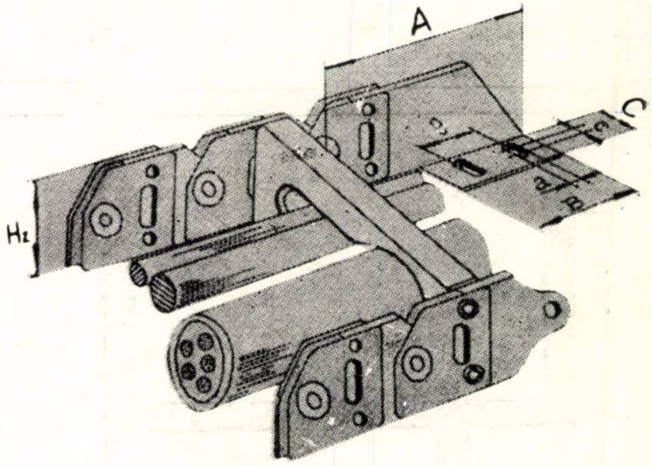
UTILIZARE

Folosirea lanţurilor portcablu asigură o protecţie împotriva lovirii şi o dirijare corectă a cablurilor, corespunzător diametrului de curbură prevăzut în documentaţia tehnică.

În cazul cînd deasupra acestuia se fixează o tablă de oţel se asigură şi o protecţie împotriva căderii de şpan la o temperatură mare.

CARACTERISTICI TEHNICE

Greutatea specifică pe unitatea de lungime fără suporţi	3 kg
Greutatea admisă repartizată pe suport, în funcţie de lungimea liberă a lanţului	1–4 m 50–5 kg
Durabilitatea la o încărcare cu o greutate admisă pe suport	min. 50 000 cicluri



Simbol	Diametrul mediu de curbură mm	Diametrul maxim al cablului mm	Dimensiuni mm					
			A	B	C	a	c	g
TC 160–40	160	30	115	75	30	6,5	5	45
TC 200–50	200							

Pe maşina unealtă lanţurile portcablu (pe orizontală sau pe verticală) se vor monta pe suporţi de sprijin sau ghidare.

Montarea şi demontarea cablurilor se va face prin desfacerea părţii de sus a suporţilor. Zalele de fixare se vor monta cu şuruburi pe elementul fix şi elementul mobil al maşinii.

IAMU - BLAJ Intr. de accesorii pt. maşini-unelte str. Gh. Bariţiu nr. 38 tel. 10.462

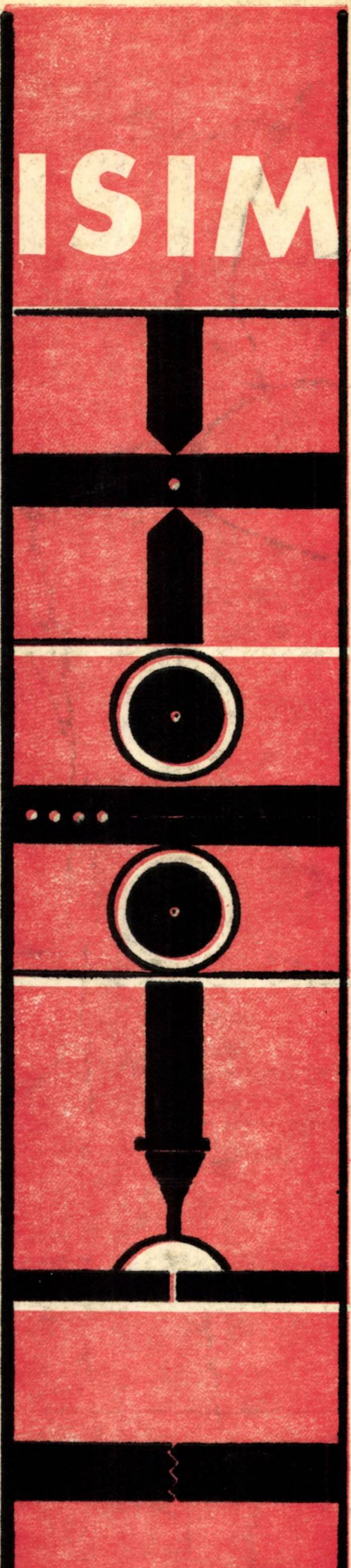
Abonați-vă

la revista

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

PRELUCRARI LA CALD
PRELUCRARI LA RECE
TEHNOLOGII NECONVENTIONALE
SUDARE, MONTAJ
UTILAJE ENERGETICE
UTILAJE TEHNOLOGICE
MASINI-UNELTE, MECANICA FINA
FIABILITATE, ORGANIZARE

RCM



INSTITUTUL DE SUDURĂ ŞI ÎNCERCĂRI DE MATERIALE-TIMIŞOARA

Execută următoarele lucrări şi servicii:

- cercetări integrate pentru fabricaţia structurilor sudate;
  - tehnologii de sudare;
  - tehnologii de control;
- cercetări fundamentale, orientate în domeniu;
- proiectare şi execuţie de echipamente, aparatură şi dispozitive de sudare şi control;
- organizarea fluxurilor tehnologice de produse;
- dezvoltare de echipamente de sudare şi tehnici conexe;
- dezvoltări de materiale de sudare;
- aplicarea tehnologiilor de sudare şi tehnicilor conexe;
- studii de prognoză;
- încercări de materiale şi control nedistructiv;
- expertize pentru avarii şi soluţii de remediere;
- perfecţionarea personalului tehnic de specialitate;
- elaborări de standarde şi normative;
- asistenţă tehnică;
- microproducţie de materiale de sudare, echipamente de sudare.

ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00

1977 NOV 24

E 3279

CONSTRUCTIA DE MASINI

9

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI • BUCUREŞTI • ANUL XXIX • nr. 9 • SEPTEMBRIE 1977

Institutul
de cercetări si proiectări tehnologice
pentru industria construcţiilor de maşini

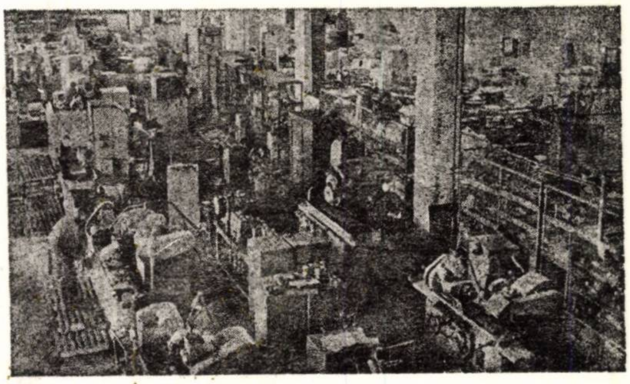
Şos. Olteniţei 105, sector 5, Bucureşti
telefon: 83 21 70 —— telex: 11798

ICPTCM

ACTIVITATI

- **Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini**
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

Vedere parţială din baza de execuţie
Sectorul prelucrări mecanice



Laboratorul de organe de maşini

Laboratorul de acţionări hidraulice

PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

- **Prelucrări mecanice prin aşchiere**
- Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale (electroeroziune, **electrochimie**, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanţare şi deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice şi vopsire
- Montaj mecanizat şi automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acţionări hidraulice şi pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboţi etc.
- **Organe de maşini de uz general (angrenaje, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibraţii)**
- Organizarea proceselor de fabricaţie în atelierele de prelucrări şi montaj
- Codificarea informaţiilor pentru prelucrarea automată a datelor
- Balanţarea capacităţilor de producţie
- **Planificare, programare, urmărire a producţiei**
- **Tehnologii tipizate şi normative de timp**

MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
ANUL XXIX, Nr. 9, SEPTEMBRIE 1977

CUPRINS

(Lucrări prezentate la sesiunea ISIM—Timişoara în cadrul Festivalului „Cîntarea României")

SĂLĂGEAN, T. :	**Eficienţa producţiei de structuri sudate.**	429
HRELESCU- M., PASCU, R. :	**Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 22 NiMoCr 37**	434
ALBU, A. :	**Programator electronic de timp şi de curent tip 6 L P 5 pentru echipamente de sudare prin presiune în linie şi în puncte.**	440
PANAITESCU, S. :	**Aplicarea analizei valorii la dispozitivul de avans sîrmă al semiautomatului de sudare SACO—2.**	443
SURGEAN, I., : FĂR F. :	**Cercetări privind elaborarea electrozilor de sudare şi tăiere sub apă.**	450
CIOCLOV, D. :	**Un criteriu pentru evaluarea rezistenţei materialelor la solicitări variabile complexe.**	453
JIANU, S., DUŞAN, M. :	**Cercetări privind dependenţa aderenţei straturilor depuse prin materializare cu plasmă de pregătirea în prealabil a suprafeţei acoperite.**	457
VARGA, L., LAZĂR, M., PASCU, R., EICHERT, R. :	**Cercetări privind determinarea conţinutului de austenită reziduală în oţelurile refractare sudabile, tratate termic.**	461
FILIP, I., BAICU, STEFANIA :	**Consideraţii asupra comportării la oboseală a oţelurilor maraging îmbătrînite şi durificate superficial.**	466
SALA, F., BALATON, Z. :	**Posibilităţi de realizare a îmbinărilor sudate prin difuzie la aliajele de zirconiu.**	471
ZAVULAN, G., MUCSY, G. :	**Sudarea automată a tijei amortizorului „DACIA 1300" cu talerul limitator.**	476
SCHULZ, T. :	**Consideraţii privind realizarea captoarelor dinamometrice de mare capacitate.**	480
	Tîrguri şi expoziţii	486
	Recenzii	488

Revista apare sub îndrumarea:
Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări pentru construcţiile de maşini

Redactor şef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Şerban Teodorescu

S U M A R

CZ :620.18 : 621.791

Sălăgean, T. : **Eficienţa producţiei de structuri sudate**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 429, 2 fig., 6 tab., 3 ref.

CZ : 621.791 :669.14

Hrelescu, M., Pascu, R. : **Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 22 NiMoCr 37**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. p. 434, 28 fig., 6 ref.

CZ : 621.791.763 :621.38

Albu, A. : **Programator electronic de timp şi de curent tip 6 L P 5 pentru echipamente de sudare prin presiune în linie şi în puncte**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 440, 6 fig., 2 ref.

CZ : 621.791

Panaitescu, S. : **Aplicarea analizei valorii la dispozitivul de avans sîrmă al semiautomatului de sudare SACO-2.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 443 6, fig., 5 tab.

CZ : 621.791.742

Surgean, I., Băr, F. : **Cercetări privind elaborarea electrozilor de sudare şi tăiere sub apă**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 450, 7 fig., 1 tab., 14 ref.

CZ : 539.4 :620.1

Cioclov, D. : **Un criteriu pentru evaluarea rezistenţei materialelor la solicitări variabile complexe.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 453, 3 fig., 2 tab., 6 ref.

CZ : 621.793

Jianu, S., Duşan, M. : **Cercetări privind dependenţa aderenţei straturilor depuse prin metalizare cu plasmă de pregătirea în prealabil a suprafeţei acoperite**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 457, 5 fig., 3 tab., 3 ref.

CZ : 669.14.018.4

Varga, L., Lazăr, M., Pascu, R., Eichert, R. : **Cercetări privind determinarea conţinutului de austenită reziduală în oţelurile refractare sudabile, tratate termic.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9., p. 461, 6 fig., 5 tab., 5 ref.

CZ : 669.14

Filip, I., Baicu Stefania : **Consideraţii asupra comportării la oboseală a oţelurilor maraging îmbătrînite şi durificate superficial**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 465, 6 fig., 5 tab., 6 ref.

CZ : 669.18

Sala, F., Balaton, Z. : **Posibilităţi de realizare a îmbinărilor sudate prin difuzie la aliajele de zirconiu.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 471, 13 fig., 1 tab., 7 ref.

CZ : 621.791

Zavulan, G., Mucsy, G. : **Sudarea automată a tijei amortizorului "DACIA 1300" cu talerul limitator**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 476, 8. fig.

CZ : 621.3

Schulz, T. : **Consideraţii privind realizarea captoarelor dinamometrice de mare capacitate**

Construcţia de maşini ,29 (1977), nr. 9, p. 480, 12 fig., 8 ref.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM – Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 – 137 – telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

ATTENTION

Les lectures étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM – Serviciul – export-import presă. P.O. Box 136 – 137 – telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

ACHTUNG!

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM – Serviciul expor-import presă, P.O. Box 136 – 137 – telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

ВНИМАНИЕ!

Читатели инностранных стран могут абонироваться при ILEXIM – Serviciul export-import presă. P.O. Box 136–137. Telex 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

Revista ,,CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la : Oficiul de informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30; sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, sector 5, pentru revista ,,Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi : 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : 70 lei anual. Costul unui exemplar : 8 lei.

Tiparul : Întreprinderea poligrafică ,,Informaţia", Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23–25, c. 7446

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1977, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/8755/1976.

41.042

CONTENTS

DC: 620.18:621.791

Sălăgean, T.: **The efficiency of the welded structures production.**

In this work mathematical functions which describe the corelation between the efficiency factors of welded structures production are elaborated: the degree of mechanization and automatization of welding processes, *m*, work productivity, *p*, electrical energy spent to weld a ton of welded structures ε and the amount of coated electrodes consumed on a ton of produced steel, *e*. It is also established the mathematical function between the necessary number of welders N_S and *m*. The numerical exemples presented show that an increase of the mechanization and automatization degree *m* causes a remarcable increase of the efficiency of welded structures production. It is analized the consume of coated electrodes during the period 1976... 2000 and it is found out that it will increase to a maximum, after which a decrease will follow in case that *m* will continuously grow during the mentioned period.

Construcţia de maşini (29 (1977), nr. 9, p. 429, 2 fig., 6 tab., 3 ref.

DC: 621.791:669.14

Hrelescu, M., Pascu, R.: **Simulation of heat cycles in welding 22 Ni Mo Cr 37 low alloy steel.**

The paper studies both the influence of heat cycles in welding the 22 Ni Mo Cr 37 steel in hardened and tempered state (used in components manufacturing for nuclear electrical stations) and the role of stress relaxation heat treatment applied after simulating heat cycles. Simulation of heat cycles has been carried out on prismatic samples of 11 × 11 × × 55 mm on the LS 1402 Smitweld simalator (top temperatures: 1000°C, 1100°C, 1200°C, 1300°C and 1350°C), meantaining cooling time constant in the 800—500°C range of 10 seconds. In *ZIT* both simulated samples (*S*) and simulated and stress relaxed ones (*S* + *TD*) are examined by metalographical methods, hardness tests HV 5, impact bending tests and microfractographical analyses. The experimental results obtained are presented in due order, finally establishing a corelation between the top temperatues *T* and the hardnesses HV 5 of the symetry axle of *ZIT* on the samples *S* and *S* + *TD*, by indicating for orientation the opportunity of stress relaxation heat treatment.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 434, 28 fig., 6 ref.

DC: 621.791.763:621.38

Albu, A.: **Electronic time and current programmer for spot and seam welding equipment.**

This programmer ensures the achievement automatic welding cycle for three types of welding conditions: spot by spot, spots-automatic, seam — automatic; allowing the modification of a great number of parameters: the slope of current increase, preheat current, welding current heat treatment current, preheat time, weld time, heat treatment time, forging time, hold time. In order to obtain a better precision in case of hard welding conditions a numerical control of temporization is used and the connecting welding current is synchronized to the passing through zero of the feeding voltage.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 440, 6 fig., 2 ref.

DC: 621.791

Panaitescu, Ş.: **Application of value analysis at wire advance welding device SACO-2.**

The work presents the using way of value analysis in concrete redesigning of a subassembly within welding equipment SACO-2, It also presents the way this method points out to the designer the place where he has to act in order to draw the product near of an average proportionality between the using value claimed by the user and its cost price.

It also should be mentioned that the value analysis includes a series of methods drawing to new constructive solutions.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 443, 6 fig., 5 tab.

DC: 621.791.742

Surgean, I., Băr, E.: **Investigation and developement of underwater welding electrodes.**

Underwater welding electrodes developed in S.R. of Romania are presented. The electrodes have a rutile-type coating and the hydroisolating sheet is hard and resistant. The welded joints obtained in both open air and underwater conditions were tested and the mechanical properties determined. Two charges (rod diameter 4 and 5 mm respectively) based on the best coating formule, were manufactured.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 450, 7 fig., 1 tab., 14 ref.

DC: 539.4:620.1

Cioclov, D.: **A criterion for fatigue strength evaluation under deterministic and stochastic varying loadings.**

Based on a new cumulative nonlinear fatigue damage criterion, a method for fatigue strenght evaluation for complex deterministic and stochastic varying loadings is developed.

The proposed criterion when confrunted with known experimental results for carbon steels under rotating bending loading with repeated two step variation of loading level and with discrete level random sequence loading attests a better agreement comparatively with the proposed method, showing in the same time the uncovering character of the prediction based on the linear cumulative fatigue damage criterion.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 453, 3 fig., 2 tab., 6 ref.

DC: 621.793

Jianu, S., Duşan, M.: **The influence of preparation procedures of the base metal in the adherence of plasma sprayed coatings.**

The industrial applications of plasma spraying are conditioned by precise tehnological instructions, able to ensure a satisfying adherence of the coatings. At UKM-SAV, Bratislava, within a programme viewing the optimisation of the spraying technology of Czechoslovak powders on NiCrBSi basis, various procedures of preparation of the base metal and their influence on the adherence of the coatings were studied. In the paper the followig procedures are discussed: sandblasting mechanical preparation — mechanical preparation followed by sandblasting preheating.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 457, 5 fig., 3 tab., 5 ref.

DC: 669.14.018.4

Varga, L., Lazăr, M., Pascu, R., Eichert, R.: **Investigations on the determination of the remanent austenite content in the heat treated weldable heat-resisting steels.**

The work presents the results of the research workers concerning the determination of the residual austenite content in view of establishing and checking the post-welding heat treatments for two martensitic steels: the 13 % Cr-6 % Ni, Bofors type steel and the 13% Cr, T12C130 type stel. The residual austenite was rendered evident by means of metallographical analyses using optic and electronic microscopy and the content of residual austenite was determined both by magnetical induction method and by X-ray diffraction. The measurements were carried out on prismatic samples of 11 × 11 × 55 mm, subjected to the welding thermal cycles on the LS 1402 Smitweld simulator, with the peak temperature of 1350°C, followed by heat treatments of quenching and high tempering (975°C/20 min./air—750°C/60 min./air) and high tempering (750°C/120 min/air). The values of the residual austenite content between 20...57% were obtained for the 13% Cr-6% Ni steel, and the values between 1...18% were obtained for the 13% Cr steel. The advantages of the magnetical induction method over the X-ray diffraction one are presented.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 461, 7 fig., 5 tab., 6 ref.

DC: 669.14

Filip, I., Baicu Ştefania: **Considerations on fatigue behaviour of MARAGING steels aged and superficially hardened by nitriding.**

The paper presents rotating bend fatigue test results obtained from smooth and notched specimens taken from MARAGING steel 18Ni300 single vacuum-melted and 18Ni250 double vacuum melted. The specimens have been maraged

(480°C/3 h) and simultaneously-age-hardened by nitriding (450°C/45h) in dissociated ammonia respectively. The experimental results indicate the superiority of nitriding treatment as compared to maraging, as well as the superiority of double vacuum-melted elaborating as compared to single vacuum-melted elaborating.

Construcţia de maşini, 29 (1977). nr. 9, p. 466, 6 fig., 5 tab., 6 ref.

DC: 669.18

Sala, F., Bălaton, Z. : **Diffusion welding experiments with steels and zirconium alloys for nuclear technology applications.**

The paper describes the experimental results obtained in a programme for diffusion welding of following couples : —OL45 steel — OL45 steel; 304L stainless steel — 304L stainless steel; zircaloy 2—304L stainless steel. The investigations revealed the microstructural aspects at the bonding interface built up through proper diffusion and through intermediate autectic phase.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 471, 13. fig., 1 tab., 7 ref.

DC: 621.791

Zavulan, G., Mucsy, G. : **Automatic welding of „DACIA 1300" damper rod with limiter disk.**

The precision welding of some details in the automotive industry complains the use of modern welding procedures, such as plasma and T.I G. welding.

On the other hand, due to the great number of required pieces for the basic production as well as for spare parts, it is necessary to use specialized, automatic welding equipment, able to ensure high productivity.

In the paper an automatic welding equipment for the joining of the damper rod with the limiter disk of the „Dacia 1300" is presented. The technological systems for plasma and T.I.G. welding, and the correct working monde in order to obtain high quality welded joints are also discussed.

Construcţia de maşini 29 (1977), nr. 9, p. 476, 8 fig.

DC: 621.3

Schulz, T. : **Some aspects regarding the construction of high-capacity load cells.**

The metrological competitivity of 1000...3000 kN capacity load cells is analysed by the main definitive aspects regardind the ability of the load-sensitive cylinder material, the compatibility of design and dimensioning methods and the technical performance of the measuring device employed.

The metrological characterstics obtained are presented as well as analytical methods for establishing the values of electric compensation elemets for temperature correction of zero and rated nominal output. The accuracy and stability of characteristics permit the use of the load cells developed as primary transducers in automatic measurement and closed-loop control systems for heavy industrial equipments.

Constructa de maşini, 29 (1977), nr. 9, p. 480, 12 fig., 8 ref.

SOMMAIRE

CD: 620.18 :621.791

Sălăgean, T. : **L'efficience de la production de structures soudées.**

On y élabore les fonctions mathématiques qui décrivent les corrélations entre les facteurs d'efficience de la production des structures soudées : le niveau de mécanisation et automatisation du processus du soudage, *m*, la productivité du travail, *p*, la consommation d'énergie électrique pour une tonne de structures soudées, ε et la consommation des électrodes énrobées pour une tonne d'acier produit, *e*. On détermine, aussi, la fonction mathématique entre le nombre des soudeurs nécessaires, N_S et *m*. Les exemples numériques présentés démontrent que l'augmentation du niveau de mécanisation et automatisation *m* détermine une augmentation substantielle de l'efficience de la production des structures soudées. On éstimes la consommation d'électrodes enrobées dans la période 1976—2000. Après que la consommation d'électrodes attendra un maximum, elle diminuera à l'hypothèse de l'augmentation continuelle du niveau de mécanisation et d'automatisation, *m*.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 429, 2 fig., 6 tab., 3 ref.

CD: 621.791 ;669.14

Hrelescu, M., Pascu, R. : **La simulation des cycles thermiques au soudage de l'acier faiblement allié 22 NiMoCr 27.**

On y etudie tant l'influence des cycles thermiques au soudage de l'acier trempé et revenu (utilisé à la fabrication des components des centrales nucléaires éléctriques), ainsi que le rôle du traitement thermique d'elimination des tensions internes, traitement appliqué aprés la simulation des cycles thermiques. Celle ci a été éxécutée sur des probes prismatiques 11 × 11 × 55 mm au simulateur LS 1402-Smitweld (hautes temperatures : 1000 C, 1100 C, 1200 C, 1300 C şi 1350 C); le temps de refroidissement reste constant dans le domaine de 800—500 °C de 10 secondes. On y examine en ZIT tant des probes simulées (S), ainsi que des probes simulées et libérées de tension (S + TD), par l'intérmédiaire des analyses métallographiques, essais de dureté HV 5, essais de fléchissement par choc et des analyses microfractographiques. On présente les résultats expérimentaux obtenus, en établissant une corrélation entre les hautes temperatures T et les duretés HV 5 de l'axe de simétrie de ZIT sur les probes S et (S + TD), en indiquant à titre orientatif l'opportunité du traitement thermique d'élimination des tensions.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p.434, 28 fig., 6 ref.

CD :621.791.763 :621.18

Albu, A. : **Programmateur électronique du temps et du courant type 6LP5 pour des équipements de soudage à pression en ligne et par points.**

Le programmateur assure la réalisation d'un cycle de soudage automatique, en trois régimes : point à point, points—automatiques, en ligne — automatique, ayant la possibilité de varier dans une large gamme de paramètres : la pente du courant de préchauffage, le courant de soudage, le courant de traitement thermique, le temps de préchauffage, le temps de soudage, le temps de traitement thermique, le temps de forgeage, le temps de repos. Pour assurer une grande précision dans le cas du soudage en régime dur, en employe le contrôle numérique des temporisations. Le mise en circuit du courant de soudage est synchronisée avec le passage par le point zéro de la tension d'alimentation.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 440, 6 fig., 2 ref.

CD: 621.791

Panailescu, Ş. : **L'application de l'analyse de la valeur sur le dispositif d'avance fil de fer du demi-automat de soudure SACO 2.**

Le travail présente le mode d'emploi de l'analyse de la valeur à la reprojection concrète d'un sousensemble appartenant à l'équipement de soudure SACO-2. De même cette méthode indique la manière de travail du projetant, le lieu ou il doit actionner pour approcher le produit d'une proportionnalité moyenne entre la valeur d'utilisation reclamée par le bénéficiaire et son prix de revient. Il faut mentionner encore que l'analyse de la valeur détient plusieurs méthodes qui conduisent aux nouvelles solutions constructives.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 443, 6 fig., 5 tab.

CD: 621.791.742

Surgean, I., Bär, F. : **Recherches pour l'élaboration des électrodes déstinées au soudage sous l'eau.**

On a élaboré en Roumanie des électrodes destinées au soudage sous l'eau. L'enrobage des électrodes a été préparé à base de rutile et le lac hydro isolant utilisé confère à l'enrobage une bonne rézistance. Les électrodes éxperimentàles ont été testées aux conditions de soudage à l'air et sous l'eau. La variante optime a été utilisée pour presser deux charge industrielles d'électrodes avec 4 mm, respectivement 5 mm diamètre du fil.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 450, 7 fig., 1 tab., 14 ref.

CD: 539.4 :620.1

Cioclov, D. : **Critère d'évaluation de la résistance des matériaux aux sollicitations variables complexes (deterministes et aléatoires).**

Conformément à un nouveau critère de dégradation cumulative à caractère non-linéaire, l'ouvrage développe une méthode d'évaluation de la résistance des matériaux soumis aux sollicitations répétées, d'une amplitude variable déterministe et aléatoire. La confrontation des données expérimentales connues pour les aciers sollicités aux flexions rotatives avec des spectres déterministes (blocs avec deux niveaux)

et aléatoires relève une bonne concordance avec la prédiction de la méthode proposée et montre de même le caractère insuffisant de la prédiction fondée sur le critère de dégradation cumulative linéaire.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 453, 3 fig., 2 tab., 6 ref.

CD : 621.793

Jianu, S., Duşan, M. : **Considérations sur la dépendance de l'adhérence des couches déposées par métalisation avec du plasma de la préparation préalable de la surface couvert.**

L'application de la métalisation avec du plasma dans l'industrie est conditionnée par certaines mesures technologiques capables d'assurer une adhérence suffisante des couches déposées. A L'Institut UKM de SAV Bratislava, on a recherché la dépendance de l'adhérence des couches du procedé de préparation préalable de la pièce : sablage — usinage — usinage suivi par sablage — préchauffage. Les recherches se sont déroulées dans un programme lequel visait l'optimisation de la technologie de métalisation des poudres tchéchoslovaques à base de NiCrBSi.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 457, 5 fig., 3 tab., 3 ref.

CD : 669.14.018.4

Varga, L., Lazăr, M., Pascu, R., Eichert, R. : **Recherches concernant la détermination du contenu d'austénite résiduelle dans les aciers réfractaires soumis à traitement thermique aprés soudage.**

On a obtenu de bons résultats dans la détermination du contenu d'austénite résiduelle pour établir et vérifier les traitements thermiques post soudage a deux aciers martensitiques, aciers avec 13% Cr—6% Ni (type Bofors) et aciers avec 13% Cr (type T 12 C 130). L'austénite résiduelle a eté mise en évidence par l'analyse métallographique en utilisant la microscopie optique et électronique, mais le contenu d'austénite résiduelle a été déterminé par la méthode d'induction magnétique et par diffraction a rayons X. Les mesures ont été effectuées sur des épreuves prismatiques avec les dimensions 11 × 11 × 55 mm, soumises aux cycles thermiques de soudage avec le simulateur LS 1402 Smitweld à température maxime de 1350°C et le temps de reffroidissement constant, suivies par de trempe et revenu a haute température (975 C/20 min/air — 750°C/60 min/air) et revenu a haute température (750°C/120 min/air). Pour l'acier avec 13% Cr, 6% Ni on a obtenu des valeurs du contenu d'austénite résiduelle entre 20 et 57% et pour l'acier avec 13% Cr des valeurs entre 1 et 18%.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 461, 7 fig., 5 tab., 6 ref.

CD : 669.14

Filip, I., Baicu, Ştefania : **Considerations sur le comportement à la fatigue des aciers MARAGING vieillis et durifiés à la surface par la nitruration.**

On a effectué des essais à la fatigue par flexion rotative sur des épruvettes lisses et avec concentrateur, réalisées d'un acier MARAGING 18Ni300 élaboré par la fusion en vide et d'un acier MARAGING 18Ni250, élaboré par la fusion et laréfusion en vide. Les épruvettes ont été soumises aux traitements de vieillissement (480 C/3 h) ou durcissement a la surface par nitruration (450 C/45h) en milieu gazeux. On rémarque la supériorité du traitement de nitruration et du mode d'élaboration par fusion et réfusion en vide, en comparaison avec le traitement de vieillissement et l'élaboration par fusion simple en vide.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 466, 6 fig., 5 tab., 6 ref.

CD : 669.18

Sala, F., Balaton, Z. : **Moyens de réaliser des assemblages soudés par diffusion aux alliages de zirconium. Applications dans les constructions C.N.E.**

L'article présente les résultats expérimentaux obtenus dans un programme de réalisation des assemblages par diffusion des systèmes :

— acier OL 45 — acier OL 45 ;
— acier inoxidable 304 L — acier inoxidable 304 L ;
— acier inoxidable 304 L — Zircaloy-2.

Les investigations effectuées ont mis en évidence les aspects microstructuraux des assemblages par des mécanismes de diffusion à travers l'interface de l'assemblage, ainsi que par des mécanisme, qui comportent la réalisation d'une phase eutectique dans la zone d'assemblage.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 471, 13 fig., 1 tab., 7 ref.

CD : 621.791

Zăvulan, G., Mucsy, G. : **Soudage automatique de la tige de l'amortisseur DACIA 1300 au limitateur.**

Le soudage de précision de certains répères dans l'industrie de l'automobile reclame l'utilisation des procédés modernes de soudage, comme le soudage T.I.G. ou le soudage par plasma. En outre, à cause du grand volume de la production, tant pour l'assemblage des automobiles, que pour les pièces de réchange, il est nécessaire d'employer du matériel specialisé, voire automatisé, de grande productivité et de haut rendement. On présente l'équipement destiné au soudage automatique de la tige au limitateur de l'amortisseur pour l'auto Dacia 1300. On présente également les régimes technologiques de soudages tant pour le soudage T.I.G., que pour le soudage par plasma et les mesures qu'on doit prendre pour obtenir des soudures de haute précision et de bonne qualité.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 476, 8 fig.

CD : 621.3

Schulz, T. : **Considérations sur la construction des capteurs de force.**

On y analyse la compétitivité métrologique des capteurs de force des (1000...3000 kN) conformément à des éléments définitoires pour :

— la capabilité d'acier des bares élastiques ;
— les méthodes de calcul des dimensions ;
— les performances techniques du montage électrique et de l'appareillage de mesure.

On présente les caractéristiques métrologiques obtenues et les méthodes analitiques de la compensation des dérives de zéro et des variations de sensibilité en fonction de la température. Les capteurs de force ont été utilisés, conformément aux caractéristiques métrologiques pour l'intégration à titre de traducteurs primaires dans des systèmes de mesure et de réglage automatique des processus technologiques.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 9, p. 480, 12 fig., 8 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 620.18 :621.791

Sălăgean, T. : **Die Wirtschaftlichkeit der Produktion von geschweissten Konstruktionen.**

In der Arbeit sind die mathematischen Funktionen aufgeschrieben, die Beziehungen zwischen den Wirtschaftlichkeitsfaktoren der Produktion von geschweissten Konstruktionen beschrieben. Es sind folgende Wirtschaftlichkeitsfaktoren in Betracht gezogen : der Mechanisierungsgrad der Schweissproduktion, die Arbeitsproduktivität, der Energieverbrauch und der Verbrauch von umhüllten Elektroden bezogen auf 1 Mg hergestellten Stahl. Desgleichen ist die mathematische Funktion zwischen der erforderlichen Schweisserzahl und dem Mechanisierungsgrad des Schweissens aufgestellt. Aus den rechnerischen Beispielen geht hervor, dass die Erhöhung des Mechanisierungsgrades eine bedeutende Steigerung der Wirtschaftlichkeit der Produktion von geschweissten Konstruktionen verursacht. Der Verbrauch von umhüllten Elektroden in der Zeitspanne 1976—2000 wird im Falle einer kontinuierlichen Steigerung des Mechanisierungsgrades ein Maximum erreichen ; anschliessend folgt dann eine Reduzierung dieses Verbrauches.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S. 429, 2 bild, 6 tab., 3 ref.

DK : 621.791 :669.14

Hrelescu, M., Pascu, R. : **Simulation der Warmzyklen bei Schweissung schwach legierte 22 Ni Mo Cr 37 Stahl.**

Die Arbeit sowohl die Wirkung der Warmzyklen bei Schweissung des 22 Ni Mo Cr 37 Stahl in gehärtetem und enthärtenem Zustand (das für Fabrication von nuclear elektrischen Zentralen-Komponenten verwendet wird), wie auch die Rolle der, nach der Simulation der Warmzyklen angewandten, spannungsbefreienden Warmbehandlung, Die Simulation der Warmzyklen wurde auf prismatischen Proben von 11 × 11 × 55 mm auf dem LS 1402—Smitweld Simulator ausgeführt (Spitzentemperaturen : 1000°C, 1100°C, 1200°C, 1300°C und 1350°C), während man die Kühlungszeit konstant im Gebiet von 800°—500°C von 10 Sekunden hielt. Man überprüft im ZIT sowohl simulierten (S), wie auch simulierten und spannungsbefreiten

(S + TD) Proben, durch metallographischen Analysen, Härteversuche HV 5, Schlagbiegungsversuche und mikrofraktografischen Analysen.

Man gibt ordnungsweise die erzielten Versuchsergebnisse an und stellt endlich eine Korelation fest, zwischen den Spitzentemperaturen Tv und den Härten HV 5 von der Symmetrieachse des ZIT an den Proben S und S × TD, während man richtungsweise auf die Oportunität der spannungsbefreienden Warmbehandlung hinweist.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 434, 28 bild, 1 tab., 6 ref.

DK :621.791.763 :621.38

Albu, A. : **Elektronisches Zeit-und Stromeinstellgerät Typ 6LP5 für Linien-Punktpresschweissgeräte.**

Das Einstellgerät ermöglicht die Herstellung eines automatischen Schweisszyklus für drei Schweisstechnologien : Punkt-Punkt, Punkt-automatisch, Linie-automatisch, mit Veränderungsmöglichkeit folgender Parameter : Schweisstromanstieg, Vorwärmstrom, Schweisstrom, Warmbhandlungsstrom, Vorwärmzeit, Schweisszeit, Warmbhandlungszeit, Nachhaltezeit und Offenhaltezeit. Um eine erhöhte Genauigkeit, bei Verwendung schwerer Schweissparameter erhalten zu können, verwendet man eine numerische Zeitkontrolle, während der Schweisstromanschluss durch den Nulldurchgang der Netzspannung synchronisiert wird.

Construcţia de maşini 29, (1977), Nr. 9, S 440, 6 bild, 2 ref.

DK : 621.791

Panaitescu, Ş. : **Anwendung der wertanalyse bei der drahtvorschubeinheit des schweisshalbautomaten SACO-2.**

Die vorliegende Arbeit erläutert die Anwendungsweise der Wertanalyse beim konkreten Wiederentwurf einer Einheit der Schweissausrüstung SACO-2. Es wird auch auf die Art und Weise hingewiesen in der diese Methode dem Entwerfer den Weg weist wo er einzugreifen hat um das Erzeugnis einem mittleren Verhältnis zwierschen dem vom Verbraucher beanspruchten Verbrauchswert und dem Selbstkostenpreis zu nähern. Erwähnenswert ist die Tatsache dass die Wertanalyse über eine Reihe von Verfahren verfügt die zu neuen Baulösungen führen.

Construcţia de maşini 29 (1977), Nr. 9, S 443, 6 bild, 5 tab.

DK : 621.791.742

Surgean, I., Bär, F. : **Forschungen für die Herstellung von Elektroden für das UW-Schweissverfahren.**

Es wurden in der S.R. Rumänien Versuchselektroden für das UW-Schweissverfahren hergestellt. Die Elektroden haben eine titansäure Umhüllung und die wasserdichte Schicht hat gute mechanische Eigenschaften. Die Elektroden wurden Zwecks Vergleichung in der Luft und unter dem Wasser verschweisst. Die optimale Zusammensetzung wurde für die betriebsmässige Herstellung der Elektroden (4 und 5 mm Drahtdurchmesser) ausgewählt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 450, 7 bild, 1 tab., 14 ref.

DK : 539.4 :620.1

Cioclov, D. : **Ein kriterium für die bewertung des werkstoffwiderstandes bei komplexen veränderlichen (deterministische und stochastische) beanspruchungen.**

Auf Grund eines neuen Kriteriums der kummulativen Schädigung mit nichtlinearem Charakter wird in der Arbeit eine Methode für die Bewertung der Werkstoffdauerhaftigkeit bei wierderholten Beanspruchungen mit veränderlichen deterministischen und stochastischen Amplituden entwickelt.

Der Vergleich einiger bekannter Versuchsergebnisse mit deterministischen (Zweistufenblock) und stochastischen Umlarfbiegungen beanspruchter Stähle zeigen eine gute Übereinstimmung mit der von der vorgeschlagenen Methode gegebenen Voraussage, und zeigt zur gleicher Zeit den unbedecklichen Charakter der Voraussage, welche sich auf dem Kriterium der linearen Zusammensetzung der Schädigung durch veränderliche Beanspruchungen stützt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 453, 3 bild, 2 tab., 6 ref.

DK : 621.793

Jianu, S., Duşan, M. : **Forschungen über die abhängigkeit der haftung der durch plasmametallisierung abgelagerten schichten von der vorbereitung der bedeckten oberfläche.**

Die Anwendung der Metallisierung durch Plasmaspritzen in der Industrie hängt von der Einhaltung einiger technologischer Massnahmen, welche eine gute Haftung der abgelagerten Schichten sichern, ab.

In UKM-SAV Bratislava, im Rahmen eines Programms, welches die Optimisierung der Metallisierungstechnologie der tschecholowakischen Pulver auf der Basis von NiCrBSi zum Ziel hatte, untersuchte man die Abhängigkeit der Haftung der abgelagerten Schichten von der Art und Weise der Vorbereitung der bedeckten Oberfläche.

In der Arbeit werden folgende Vorbereitungsverfahren behandelt : Sandstrahlgebläse — mechanische Bearbeitung — mechanische Bearbeitung gefolgt von Sandstrahlgebläse — Vorwärmen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 457, 5 bild, 3 tab., 3 ref.

DK : 669.13.018.4

Varga, L., Lazăr, M., Pascu, R., Eichert, R. : **Untersuchungen über die restaustenitbestimmung in wärmebehandelten warmfesten schweissbaren stählen.**

Es werden Versuchsegebnisse von Restaustenitbestimmungen mitgeteilt, zwecks Überprüfung der Wärmebehandlungen nach dem Schweissen zweier martensitischer Stähle 13% C – 6%Ni, Stahl von Type Bofors und 13% Cr Stahl von Type T 12 C 130. Däs Restaustenit wurde durch metallographische Untersuchungen mittels optischer und Elektronenmikroskopik aufgezeigt und der Restaustenitgehalt sowohl durch die Methode der magnetischen Induktion als auch durch Röntgenbeugung bestimmt. Die Bestimmungen wurden auf prismenförmigen Proben (11 × × 11 × 55 mm) durchgeführt, die Schweisswärmezyklen in Simulator LS 1402 Smitweld durchlaufen haben, wobei die Höchsttemperatur 1350°C betrug. Hinterher wurden die Proben gehärtet angelassen (975°C/20 Min/Luft–750°C/60 Min/Luft) sowie (750°C/120 Min/Luft). Für den 13% Cr – 6% Ni Stahl wurden Restaustenitwerte von 20–57% und für den 13% Cr Stahl 1–18% erhalten. Höhstwerte der Restaustenitgehalter wurden sowohl für den 13% Cr–6% Ni Stahl als auch für den 13% Cr Stahl in der Mitte der wärmebeeinflussten zone, entsprechend der Höchsttemperatur von 1350°C, verzichnet. Die Vorteile der magnetischen Induktion sind in diesem Text in Beziechung mit der Röntgenbengung gezeigt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 461, 7 bild., 5 tab., 6 ref.

DK : 669.14

Filip, I., Baicu, Ştefania : **Über das dauerschwingverhalten martensitaushärtbarer hochfester stähle in ausgehärtetem und durch nitrieren oberflächenvergütetem zustand.**

Es werden Engebnisse von Umlaufbiegewechselfestigkeits-Versuchen an glatten und gekerbten Proben aus einfach-vakuumerschmolzenem martensitaushärtbarem Stahl 18Ni300 sowie einfach und doppelt vakuumerschmolzenem Stahl 18Ni250 mitgeteilt.

Die Versuchsproben wurden bei 480°C/3h ausgehärtet bzw. durch Gasnitrieren bei 450°/45h oberflächenvergütet. Anhang der Ergebnisse wird die Überlegenheit des Nitrierverfahrens und der doppelten Vakuumerschmelzung gegenüber dem Aushärteverfahren und der einfachen Vakuumerschmelzung erwiesen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 466, 6 bild, 5 tab., 6 ref.

DK : 669.18

Sala, F., Balaton, Z. : **Ausführungsmöglichkeiten der diffusionsschweissverbindungen bei zirkoniumlegierungen. Anwendungsmöglichkeiten im bau von kernkraftwirken.**

In dieser Arbeit werden die Versuchsergebnisse dargestellt, welche im Program für die Ausführung der Verbindungen durch Diffusion folgender Paarungen erreicht wurden :

– Stahl OL 45–Stahl OL 45
– nichtrostender Stahl 304 L–nichtrostender Stahl 304L
– nichtrostender Stahl 304 L–Zirkaloy-2.

Die ausgeführten Untersuchungen haben die mikrostrukturellen Aspekte der erreichten Verbindungen durch dem

Diffusionsmechanismus der Berührungsflächen, bzw. durch Mechanismen welche das Erreichen einer eutektischen Phase in der Verbindungszone fordern, hervorgebracht.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 471, 13 bild, 1 tab., 7 ref.

DK : 621.791

Zavalan, G., Mucsy, G. : **Automatschweissverbindung der anschlagscheibe mit der stossdämpferführungsstange von „DACIA 1300''.**

Die Präzisionsschweissung von Bestandteilen in der Personenkraftwagenindustrie erfordert die Anwendung moderner Schweissmethoden wie z.B. Plasmaschweissen oder Argonschutzgasschweissen (W.I.G.). Da aber grosse Mengen von Bestandteilen sowohl für das Fertigerzeugnis als auch als Austauschteile benötigt werden, ist die Anwendung von automatischen Spezialschweissausrüstungen grosser Produktivität und Wirtschaftlichkeit gerechtfertigt. In der vorliegenden Arbeit wird eine automatische Schweissvorrichtung für die Schweissverbindung der Anschlagscheibe mit der Stossdämpferführungsstange von Dacia 1300 vorgestellt. Ebenfalls werden die verfahrenstechnischen Einstellwerte, sowohl für das Plasmaschweissen, als auch für das WIG — Schweissen sowie auch die notwendigen Massnahmen, um eine Schweissverbindung höchster Präzision und Qualität zu erzielen, vorgestellt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 476, 8 bild.

DK : 621.3

Schulz, T. : **Einige Gesichtspunkte zur konstruktion von DMS—Aufnehmern für grosse kräfte.**

Die messtechnischen Eigenschaften der in eigener Konzeption entwickelten (1000...3000) kN Kraftaufnehmer werden aufgrund der Einzelfaktoren untersucht, die bestimmend für das elastische Verhalten des Verformungskörper-Werkstoffs, die Kompatibilität der Berechnungsgrundlagen sowie für die Leistungsfähigkeit der elektrischen Schaltung und Messeinrichtung, sind.

Es werden metrologische Kenndaten sowie Berechnungsmethoden für die elektrische Kompensierung von temperaturabhängigen Nullpunkts — und Empfindlichkeitsänderungen angegeben. Die metrologische Leistungsfähigkeit der Aufnehmer ermöglicht ihren Einsatz als Primärumformer in integrierten Mess- und Regelsystemen von Industrieanlagen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 9, S 480, 12 bild, 8 ref.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 620.18 :621.791

Сэлэджеан, Т.: **Эффективность производства сварных структур.**

В работе разрабатываются математические функции, описывающие корреляции между факторами эффективности производства сварных структур: уровень механизации и автоматизации сварочных процессов m, производительность труда p, расход электроэнергии на тонне сварных структур ε и расход покрытых электродов на тонне производства стали e. Определена, также математическая функция между необходимым количеством сварщиков N_s и m.

По числовым представленным примерам отмечается, что повышение уровня механизации и автоматизации m определяет существенный рост эффективности производства сварных структур.

Анализирован рост покрытых электродов в период 1976 — 2000 годов и вытекает, что он растет до максимального значения, после которого следует понижение, в случае когда m растет непрерывно в соответствующем периоде.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 429, 2 фиг., 6 таб., 3 реф.

ДК : 621.791 :669.14

Хрелеску, М., Паску, Р.: **Симуляция термических циклов у сварки лёгколегированной стали 22 NiMOCr37.**

В произведение исследовается влияние термических циклов у сварки стали 22 NiMoCr 37 в закалённом и отпущённом состояний (употребляемый к переработки компонентов атомоэлектрических станций), и значение термообработки разрежения прикладая после сумуляция термических циклов. Симуляция термических циклов испалняется за присматические пробы 11×11×55 мм. У сиьулятора LS 1402—Smitweld (предельная температура: 1 000 °C, 1 100 °C, 1 200 °C, 1 300 °C и 1 350 °C), утверждав время охлаждения постояное в интервале 800°—500°C десяти секундов. Симулированые пробы и симулированно — разрежённые пробы (S+ TD) рассматриваются металлографическими анализами, испытаниями твёрдости HV 5, испытаниями продольного изгиба сквозь удар и микрофрактографическими анализами. Представляются опытные результаты и устанавливается корреляцию между предельнами температурами Tr и твёрдостями HV 5 ис оси симметрии ZIT на пробах S и S+TD, показывав уместность термообрьботки разрежения.

Construcţia de maşini, 29 (1977) н. 9, стр. 436, 28 фиг.

ДК : 621.791.763 ;621.38

Албу А.: **Электронный прибор для программирования времени и тока типа 6LP5 для оборудования шовной, точечной контактной сварки.**

Прибор обеспечивает осуществление автоматического цикла сварки в трех режимах: точка с точкой, точки автоматические, линия автоматически, с возможностью изменения широкого диапазона параметров: крутизны роста тока, тока подогрева, тока сварки, тока термической обработки, времени подогрева, времени сварки, времени термической обработки, времени ковки, времени паузы. С целью обеспечения высокой точности при резких сварочных режимах употреблен числовой контроль выдержки времени, а включение сварочного тока синхронизировано проходами через нулевое значение напряжения сети.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9 стр. 440, 6 фиг, 2 реф.

ДК : 621.791

Панаитеску, Ш.: **Применение „Анализа значения'' к приспособлению подачи проволоки сварочного полуавтомата SACO 2.**

Работа представляет способ использования „Анализа значения'' по конкретному респроектированию одного подузла в своpочном оборудовании SACO-2. Также представлен образ, по которому этот метод показывает проектировщику место, где ему надо подействовать по прибмежению изделия средней пропорциональности между требованным заказчиком значением использования и стоймостью.

Следует отметить и тот факт, что „Анализ значения'' содержает ряд методов, проводящих к новым конструктивным разрешениям.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9., стр. 443, 6 фиг., 5 таб.

ДК : 621.791.742

Сурджеан, И., Бер, Ф.: **Исследования для выпуска электродов предназначенных для резки и сварки под водой.**

В СРР были изготовлены опытные электроды для сварки и резки под водой. Покрытие электродов минеральное, рутилового типа, на поверхность электродов нанесена пленка лака, имеющая хорошие гидроизоляционные и механические свойства. Электроды были тестированы на воздушной и подводной сварке. Были опрессованы два производственных выпуска оптимального варианта диаметров 4 и 5 мм.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9., стр. 450, 7 фиг., 1 таб., 14 реф.

ДК : 539.4 :620.1

Чёклов, Д.: **Критерии оценки сопротивления материалов сложным переменным напряжениям (детерминистических и случайных.**

Основаясь на новом критерии кумулятивного источения нелинейного характера, в работе излагается новый метод оценки прочности материалов в условиях повторных напряжений с переменной амплитудой, детерминистическими и случайными способами.

Сопоставление некоторых экспериментальных информаций, известных для стали подвергнутой вращающему сгибу с детерминистическими спектрами (двухступенчатые блоки) и случайных обнаружили хорошее

совпадение с предсказанием предложенным данным методом, обнаруживая также непокрывающий характер предсказания, основанного на критерий линейной кумуляции источения переменными нагрузками.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 453, 3 фиг., 2 таб., 6 реф.

ДК: 621.793

Жяну, С., Душан, М.: **Исследования по зависимости сцепления направленных метализации плазменным распылением слоев от предварительной подготовки покрытой поверхности.**

Применение в промышленности металлизации плазменным распылением обусловлено соблюдением некоторых технологических мер, способных обеспечить удовлетворительное сцепление направленных слоев. В УКМ-САФ-Братислава, в рамке программы оптимизации технологии металлизации чехословацких порошков на основе Ni Cr B Si, исследована зависимость сцепления направленных слоев от предварительной подготовки покрытой поверхности.
В работе анализированы следующие подготовительные способы: подготовка поверхности в виду металлизации — механическая обработка — механическая обработка следована подготовкой поверхности в виду металлизации — подогрев.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 457, 6 фиг., 5 таб., 6 реф.

ДК: 699.14.018.4

Варга, Л., Лазэр, М., Паску, Р., Ейхерт, Р.: **Исследования по определению содержания остаточного аустенита в жаропрочных сваренных термически обработанных сталей.**

В статье представлены результаты исследований по определению содержания остаточного аустенита в виду установления и оценки термических обработок после сварки у двух мартенситных сталей: сталь 13%Cr — 6% Ni типа Bofors и сталь 13% Cr типа T12 C130. Остаточный аустенит выявлен металлографическими анализами, использованием оптической и электронной микроскопии, а содержание остаточного аустенита определено так методом магнитной индукции, как и методом дифракции рентгеновскими лучами.
Измерения проведены на присматических образцах размерами 11×11×55 мм, подвергнутых термическим циклам сварки у симмуляторе LS 1492 Smitweld, максимальной температурой 1350°C и постоянным временем охлаждения, следованными термическими обработками закалки и высокого отпуска (975°C/20мин воздух — 750°C 60 мин) воздух и высокого отпуска (750°C/120 мин) воздух. Для стали 13 Cr — 6% Ni получены значения содержания остаточного аустенита в пределах 20...57%, а для стали 13% Cr значения в пределах 1 . . . 18%. Представлены, также, преимущества метода магнитной индукции сравнительно методом рентгеновскими лучами.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 461, 7 фиг., 5 таб., 6 реф.

ДК: 669.14

Филип, И., Байку, Штефания: **Соображения по поведению на усталость сталей MARAGING старенных и поверхностно упроченных нитрированием.**

В работе представлены полученные результаты усталостных испитаний вращающимся сгибом на сплошных образцах и с концентратором выполненных из стали MARAGING 18 Ni 300 изготовленной плавкой в вакууме и 18 Ni 250 изготовленной плавкой и переплавкой в вакууме.

Образцы были подвергнуты обработкам старения при 480°C/3 ч, соответственно поверхностного упрочнения нитрированием 450°C/45 ч в газовой среде.

Выявлено превосходство обработки нитрированием и способа изготовления плавкой и переплавкой в вакууме сравнительно с обработкой старения, соответственно способом изготовления простой плавкой в вакууме.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 466, 6 фиг., 5 таб., 6 реф.

ДК: 669.18

Сала, Ф., Балатон, З.: **Возможности осуществления сварных диффузионных соединений сплавов циркония. Применение в конструкции А.Э.С.**

В работе представлены экспериментальные результаты полученные по программе осуществления диффузионных соединений на парах:

— сталь 0—45 — сталь 0 45;
— нержавеющая сталь 304 — нержавеющая сталь 304;
— нержавеющая сталь 304 — циркалой-2.

Проведенные исследования обнаружили микроструктуральные виды осуществления соединений диффузионными механизмами у торца соединения, относительно механизмами увеличающими осуществление эвтектической фазы в зоне соединения.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 471, 13 фиг., 1 таб., 7 реф.

ДК: 621.791

Завулан, Г., Мучи, Г.: **Автоматическая сварка отбойного болта автомобиля «DACIA 1300» с ограничивающей тарелкой.**

Точная сварка некоторых деталей в автомобильной промышленности требует использования современных способов, как например: плазменная и агронс-дуговая сварка способом ВИГ. Благодаря большому объему деталей, необходимых как для массового производства, как и для запасных частей, требуется использования специализированного, автоматизированного и максимальной производительности сварочного оборудования. В работе представлена установка для автоматической сварки болта поршня с ограничивающей тарелкой амортизатора автомобиля ,,DACIA 1300''. Также, представлены технологические сварочные режимы как для плазменной, так и для сварки ВИГ и необходимые мероприятия в виду выполнения сварных соединений высокой точности и высшего качества.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 476, 8 фиг.,

ДК: 621.3

Шульц, Т.: **Соображения по конструкции силоизмерительных датчиков большой емкостью.**

Анализированы метрологические характеристики силоизмерительных датчиков 1000 . . . 3000 kN на основе определяющих элементов для:

— характеристик стали упругого элемента,
— методов определения размеров,
— технических достижений электрической сборки и измерительной аппаратуры.

Представлены метрологические получаемые характеристики и аналитические методы для компенсации нулевого изменения и вариации чувствительности в зависимости от температуры.

Силоизмерительные датчики, на основе метрологических характеристик, могут быть использованы при интеграции в системах измерения и автоматическим регулирование технологических процессов.

Constrcţia de maşini, 29 (1977), н. 9, стр. 840, 12 фиг., 8 реф.

CZ : 620.18 :621.791

Eficienţa producţiei de structuri sudate

Traian SĂLĂGEAN, membru corespondent al Academiei RSR – Institutul de sudură şi încercări de materiale (I.S.I.M.) – Timişoara

1. Factorii cei mai interesanţi pentru a descrie eficienţa producţiei de structuri sudate sînt :

— nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor de sudare, m, definit prin raportul dintre cantităţile de metal depuse cu procedee de sudare automate X şi semiautomate Y şi cantitatea de metal depusă cu toate procedeele de sudare T. Dacă se notează cu Z cantitatea de metal depusă cu procedee de sudare manuale, atunci se pot scrie relaţiile :

$$m = \frac{X + Y}{X + Y + Z} \tag{1}$$

$$T = X + Y + Z ; \tag{2}$$

— productivitatea muncii p, definită prin raportul dintre cantitatea de structuri fabricate într-o perioadă de timp determinată P_s şi numărul de sudori N_s folosiţi la realizarea ei :

$$p = \frac{P_s}{N_s} . \tag{3}$$

Obişnuit calculele se referă la un an şi deci p se dă în *tone/sudor. an* ;

— consumul de energie elecrică pe o tonă de structură sudată ε, definit prin raportul dintre cantitatea de energie W folosită la sudare şi cantitatea de structuri sudate P_s produsă :

$$\varepsilon = \frac{W}{P_s} . \tag{4}$$

În mod normal ε este măsurat în *kW ore/tonă* ;

—consumul de electrozi e, pentru o tonă de oţel produsă, definit prin raportul dintre consumul total de electrozi înveliţi pe o perioadă de timp E_L şi producţia de oţel P_{OL} realizată în aceişi perioadă :

$$e = \frac{E_L}{P_{OL}} . \tag{5}$$

În calcule, e se introduce în *kg/tonă.*

Conform unei lucrări anterioare [1], în perioada 1976...2000, între producţia mondială de oţel P_{OL} şi producţia mondială de structuri sudate, ambele calculate anual, există relaţia :

$$P_s = (0{,}2625 + 0{,}0075 . \xi) . P_{OL} \tag{6}$$

Dacă P_{OL} va creşte anual conform relaţiei :

$$P_{OL} - 27 . \xi + 729 \tag{7}$$

atunci P_S va fi determinat de relaţia :

$$P_s - 0{,}2025 . \xi^2 + 12{,}5550 . \xi + 191{,}3625 \tag{8}$$

În relaţiile (6), (7) şi (8), $\xi = 1, 2 \ldots 25$ pentru anii *1976*, *1977...2000*, iar P_s şi P_{OL} sînt măsurate în milioane de tone (*10^6 tone*). Valorile lui P_s şi P_{OL} pentru întreaga perioadă *1976...2000* sînt arătate în tabelul 1.

Tabelul 1

Valorile mondiale ale lui P_{OL} şi P_s în perioada 1976...2000

Anul	ξ	P_{OL} 10^6 tone	P_s/P_{oL}	P_s 10^6 tone
1976	1	756	0,2700	204,1200
7	2	783	2775	217,2825
8	3	810	2850	230,8500
9	4	837	2925	244,8225
80	5	864	3000	259,2000
1	6	891	3075	273,9825
2	7	918	3150	289,1700
3	8	945	3225	304,7625
4	9	972	3300	320,7600
5	10	999	3375	337,1625
6	1	1026	3450	353,9700
7	2	1053	3525	371,1825
8	3	1080	3600	388,8000
9	4	1107	3675	406,8225
90	5	1134	3750	425,2500
1	6	1161	3825	444,0825
2	7	1188	3900	463,3200
3	8	1215	3975	482,9625
4	9	1242	4050	503,0100
5	20	1269	4125	523,4625
6	1	1296	4200	544,3200
7	2	1323	4275	505,5825
8	3	1350	4350	587,2500
9	4	1377	4425	609,3225
2000	5	1404	4500	631,8000
Total	—	27000	—	9983,2500

2. Între cei patru factori de eficienţă : m, p, ε şi e există corelaţii fiindcă ei se influenţează reciproc. Ne propunem să elaborăm funcţiile matematice care descriu aceste corelaţii. În aest scop se va proceda la elaborarea unor relaţii pregătitoare.

Se face ipoteza că într-un an oarecare din perioada *1976...2000*, nivelul de mecanizare şi automatizare ar avea valoarea m, consumul de electrozi valoarea e, producţia de oţel valoarea P_{OL} şi consumul de energie electrică valoarea ε. Dacă toată producţia de structuri sudate P_s s-ar fabrica numai cu procedee manuale ($m = 0$), atunci consumul de electrozi înveliţi ar fi e°, considerabil mai mare decît e. Valoarea e° se calculează cu relaţia :

$$e^\circ = \frac{e}{1 - m} \tag{9}$$

Consumul de electrozi e° are avantajul că nu depinde de m. În schimb e scade cînd m se

apropie de unitate și devine zero atunci cînd $m = 1$.

În ipoteza că $m = 0$, consumul total de electozi E_L°, va fi :

$$E_L^\circ = e^\circ \cdot P_{OL} = \frac{e \cdot P_{OL}}{1 - m} \qquad (10)$$

Cu ajutorul lui E_L° se poate calcula cantitatea totală de metal T, care se va depune atunci cînd se sudează cele P_s structuri sudate. Pentru acestea se folosește parametrul funcțional A al electrozilor înveliți definit și determinat într-o lucrare anterioară [2]. Reamintim că A este raportul dintre cantitatea de metal depus și cantitatea de electrozi folosiți. Valorile lui A, în funcție de diametrul d_e al electrozilor înveliți și de oțelurile pentru care sînt fabricați, sînt date în *tabelul 2*. În tabelul 2, A_s este

Tabelul 2

Valorile lui A la electrozii înveliți pentru oțeluri nealiate și slab aliate A_s și pentru oțeluri aliate A_a.

d_e mm	A_s	A_a
1,6	—	0,623 ± 0,011 (1,6 … 2,0)
2,0	—	
2,5	0,640±0,011 (2,5 … 3,25)	0,651±0,007 (2,5 … 5,0)
3,25		
4,0	0,676±0,011 (4,0 … 5,0)	
5,0		
6,0	0,724±0,091 (6,0 … 7,0)	—
7,0		—

parametrul funcțional al electrozilor destinați sudării oțelurilor nealiate și slab aliate, iar A_a este parametrul funcțional al electrozilor pentru sudarea oțelurilor aliate. Dacă ponderile relative ale electrozilor destinați oțelurilor nealiate și slab aliate și ale electozilor destinați oțelurilor aliate sînt s și, respectiv a, atunci parametrul funcțional global A, se va calcula cu relația :

$$A = s \cdot A_s + a\ A_a \qquad (11)$$

în care ponderile s și a satisfac relația :

$$s + a = 1 \qquad (12)$$

Conexînd pe E_L° și pe A, se poate calcula cantitatea totală de metal depus T :

$$T = A \cdot E_L^\circ \qquad (13)$$

Avînd pe T și folosind relațiile (1) și (2) se pot calcula $X + Y$ și Z și se obțin :

$$X + Y = m \cdot T$$
$$Z = (1 - m) \cdot T \qquad (14)$$

Introducînd ponderile relative ale procedeelor de sudare automate și semiautomate, notate x și respectiv y, care satisfac relația :

$$x + y = 1 \qquad (15)$$

se pot calcula separat cantitățile de metal depuse cu procedee automate X, semiautomate Y și manuale Z :

$$X = x \cdot m \cdot T$$
$$Y = y \cdot m \cdot T \qquad (16)$$
$$Z = (1 - m) \cdot T$$

3. Se notează cu w_z cantitatea de energie electrică necesară pentru a topi un kilogram de electrozi înveliți. Energia electrică necesară pentru a realiza cantitatea Z de metal depus, W_z, se va calcula cu relația :

$$W_z = \frac{Z}{A} \cdot w_z \qquad (17)$$

În ipoteza că și cantitățile de metal X și Y se vor depune tot cu procedee de sudare manuale energiile electrice aferente lor vor fi :

$$W_z' = \frac{X}{A} \cdot w_z ; \quad W_z'' = \frac{Y}{A} \cdot w_z \qquad (18)$$

Cantitățile reale ale energiei electrice pentru depunere de metal cu procedee de sudare automate W_x și semiautomate W_y se vor calcula amplificînd cantitățile de energie electrică W_z' și W_z'' cu rapoartele dintre puterile și timpii, caracteristice procedeelor :

$$W_x = W_z' \cdot \frac{P_x \cdot t_x}{P_z \cdot t_z} ; \quad W_y = W_z'' \cdot \frac{P_y \cdot t_y}{P_z \cdot t_z} \qquad (19)$$

P_X, P_Y și P_Z sînt puterile pentru sudarea automată, semiautomată, respectiv manuală și t_x, t_y și t_z sînt timpii necesari sudării unei cusături de lungime unitară cu procedee automate, semiautomate, respectiv manuale.

Energia electrică W necesară sudării cantității P_s de structuri sudate va fi :

$$W = W_x + W_y + W_z \qquad (20)$$

Cunoscînd pe W, se poate calcula factorul ε, definit cu relația (4), și se obține :

$$\varepsilon = \frac{e^\circ \cdot W_z\, [m\,(x \cdot \eta_x + y \cdot \eta_y) + 1 - m]}{0{,}2625 + 0{,}0075 \cdot \xi} \qquad (21)$$

în care s-au notat :

$$\eta_x = \frac{P_x \cdot t_x}{P_z \cdot t_z}; \quad \eta_y = \frac{P_y \cdot t_y}{P_z \cdot t_z} \tag{22}$$

Relaţia (21) este funcţia matematică $\varepsilon = f(m)$ ce defineşte corelaţia dintre consumul de energie electrică pentru o tonă de structură sudată ε şi nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării m.

4. Funcţia matematică dintre productivitatea muncii p şi nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării m se poate elabora dacă, în prealabil, se determină numărul de sudori N_s necesari producerii cantităţii P_s de structuri sudate. N_s va fi dat de raportul dintre timpul total de sudare t_s şi timpul t_0 cît lucrează un sudor :

$$N_s = \frac{t_s}{t_0} \tag{23}$$

Timpul t_s este dat de relaţia :

$$t_s = t_x + t_y + t_z \tag{24}$$

în care :

$$t_x = \frac{W_x}{P_x}; \quad t_y = \frac{W_y}{P_y}; \quad t_z = \frac{W_z}{P_z} \tag{25}$$

Făcînd toate înlocuirile se obţine :

$$N_s = \frac{e^\circ \cdot w_z \cdot P_s\,[m(x \cdot \alpha_x + y \cdot \alpha_y) + 1 - m]}{P_z \cdot t_0 \cdot (0{,}2625 + 0{,}0075 \cdot \xi)} \tag{26}$$

în care s-au notat :

$$\alpha_x = \frac{t_x}{t_z}; \quad \alpha_y = \frac{t_y}{t_z} \tag{27}$$

Relaţia (27) este funcţia matematică $N_s = f(mi)$ ce defineşte corelaţia dintre numărul de sudori N_s şi nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării m.

Avînd pe N_s, productivitatea muncii p, definită cu relaţia (3), se poate calcula şi se obţine :

$$p = \frac{P_z \cdot t_0 \cdot (0{,}2625 + 0{,}0075 \cdot \xi)}{e^\circ \cdot w_z \cdot [m(x \cdot \alpha_x + y \cdot \alpha_y) + 1 - m]} \tag{28}$$

Relaţia (28) este funcţia matematică $p = f(m)$ ce defineşte corelaţia dintre productivitatea muncii şi nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării m.

5. Funcţiile matematice între cei patru factori de eficienţă, respectiv funcţia matematică pentru numărul de sudori N_s, se pot aranja sub forma :

$$\begin{aligned} e &= e^\circ (1 - m) \\ \varepsilon &= \varepsilon^\circ (1 - \eta \cdot m) \\ p &= p^\circ (1 - \alpha \cdot m)^{-1} \\ N_s &= N_s^\circ (1 - \alpha \cdot m) \end{aligned} \tag{29}$$

în care :

$$\begin{aligned} \varepsilon^\circ &= \frac{e^\circ \cdot W_z}{0{,}2625 + 0{,}0075 \cdot \xi}; \\ p^\circ &= \frac{P_z \cdot t_0 \cdot ((0{,}2625 + 0{,}0075 \cdot \xi)}{e^\circ \cdot w_z}; \\ N_s^\circ &= \frac{e^\circ \cdot w_z \cdot P_s}{P_z \cdot t_0 \cdot (0{,}2625 + 0{,}0075 \cdot \xi)}; \\ \eta &= 1 - (x \cdot \eta_x + y \cdot \eta_y); \\ \alpha &= 1 - (x \cdot \alpha_x + y \cdot \alpha_y) \end{aligned} \tag{30}$$

Se observă că e°, ε°, p° şi N_s° sînt valorile factorilor de eficienţă şi a numărului de sudori în cazul în care toată producţia P_s de structuri sudate s-ar suda numai cu procedee manuale ($m = 0$).

Valorile numerice ale funcţiilor e/e°, $\varepsilon/\varepsilon^\circ$, p/p° şi N_s/N_s° pentru nivelele de mecanizare şi automatizare m variabile între zero (totul manual) şi unul (totul automat şi semiautomat) sînt date în *tabelul 3*, şi reprezentate grafic în *figura 1*.

Tabelul 3

Valorile numerice ale funcţiilor e/e°, $\varepsilon/\varepsilon^\circ$, p/p° şi N_s/N_s° în cazul lui m variabil

m	$\frac{e}{e^\circ}$	$\frac{\varepsilon}{\varepsilon^\circ}$	$\frac{p}{p^\circ}$	$\frac{N_s}{N_s^\circ}$
0	1,0	1,0	1,0	1,0
0,1	0,9	0,9299	1,09775	0,91095
0,2	0,8	0,8598	1,21669	0,82190
0,3	0,7	0,7897	1,36453	0,73285
0,4	0,6	0,7196	1,55328	0,64380
0,5	0,5	0,6495	1,80261	0,55475
0,6	0,4	0,5794	2,14730	0,46570
0,7	0,3	0,5093	2,65498	0,37665
0,8	0,2	0,4392	3,47705	0,28760
0,9	0,1	0,3691	5,03651	0,19855
1,0	0	0,2990	9,13242	0,10950

La calculele numerice s-au luat pentru puterile P_x, P_y şi P_z valorile :

$$\begin{aligned} P_x &= 32{,}4\ kW \\ P_y &= 7{,}8\ kW \\ P_z &= 5{,}2\ kW \end{aligned} \tag{31}$$

reieşite ca cele mai probabile în urma unor calcule statistice. Rapoartele între timpii t_x/t_z

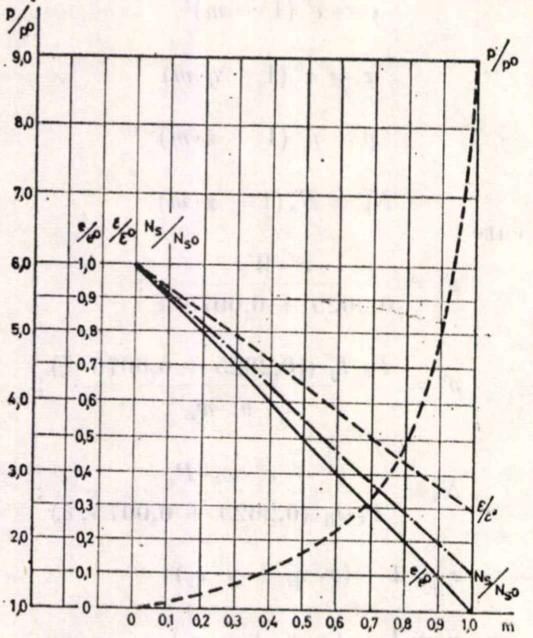


Figura 1. Graficele funcţiilor $e/e^\circ = f_1(m)$; $\varepsilon/\varepsilon^\circ = f_2(m)$; $p/p^\circ = f_3(m)$ şi $N_s/N_s^\circ = f_4(m)$

şi t_y/t_z au rezultat dintr-o lucrare anterioară [3]. S-au obţinut:

$$\eta_x = 0{,}335$$
$$\eta_y = 0{,}245$$
$$\alpha_x = 0{,}057 \qquad (32)$$
$$\alpha_y = 0{,}162$$

În ceea ce priveşte ponderile x şi y din relaţiile ce definesc pe η şi α, s-au considerat egale:

$$x = y = 0{,}5 \qquad (33)$$

fiindcă variaţiile lui η şi α atunci cînd x şi y variază între zero şi unu sînt numai $\pm 8\%$ şi respectiv de numai $\pm 6\%$. În consecinţă pentru η şi α s-au adoptat valorile:

$$\alpha = 0{,}7010 \,;\; \eta = 0{,}8905 \qquad (34)$$

Date numerice arată că nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării m este factorul de eficienţă de cea mai mare importanţă. Creşterea lui m, aduce scăderi semnificative ale consumului de electrozi e, ale consumului de energie electrică ε şi a numărului de sudori N_s. În acelaşi timp, creşterea lui m determină o sporire considerabilă a productivităţii muncii p.

6. Vom calcula valorile factorilor de eficienţă şi a numărului de sudori pentru producţiile mondiale de structuri sudate P_s din anii *1980*, *1990* şi *2000*. Considerăm că aceste date sînt utile fiindcă reprezintă valori de referinţă pentru specialiştii domeniului. Calculele se fac în ipoteza că diferitele constante au următoarele valori medii:

$$e^\circ = 8 \text{ kg/tonă} \,;\; w_z = 6 \text{ kW ore/kg} \,;\; t_0 = 2000 \text{ ore} \qquad (35)$$

În ceea ce priveşte pe m, P_s şi raportul P_s/P_{OL}, valorile alese pentru calcule sînt date în tabelul 4.

Tabelul 4

Valorile lui m, P_s şi P_s/P_{OL} pentru calculele factorilor de eficienţă.

Anul	ξ	m	P_s x 10^6 tone	P_s/P_{OL}
1980	5	0,4	259,20	0,300
1990	15	0,5	425,25	0,375
2000	25	0,6	631.80	0,450

Rezultatele calculelor sînt date în tabelul 5. Se vede că, la o creştere a volumului producţiei de structuri sudate P_s de *2,4375* ori între anii *1980* şi *2000*, dacă nivelul de mecanizare şi automatizare m creşte cu numai *0,2*, atunci eficienţa sudării atinge performanţele:

- consumul de electrozi înveliţi e scade de *1,500* ori;
- consumul de energie electrică ε scade de *1,862* ori;
- numărul de sudori creşte numai de *1,175* ori, faţă de creşterea de *1,625* ori, dacă totul s-ar suda manual;
- productivitatea muncii p creşte de *2,073* ori.

6.1. Folosind aceleaşi date numerice, să calculăm factorii de eficienţă şi numărul de sudori ai anului *2000*, în cazul în care ar dispare complet sudarea cu procedee manuale, adică $m = 1$.

Se obţin:

$$e = 0 \,;\; \varepsilon = 31{,}9 \text{ kW ore/tonă} \,;$$
$$p = 855{,}7 \text{ tone/sudor.an} \,;$$
$$N_s = 738.10^3 \text{ sudori}$$

Tabelul 5

Factorii de eficienţă şi numărul de sudori la producţia mondială de structuri sudate a anilor 1980, 1990 şi 2000.

Anul	e kg/tonă		ε kW ore/tonă		p tone/Sudor. an		$N_s \times 10^3$	
	m = 0	m ≠ 0	m = 0	m ≠ 0	m = 0	m ≠ 0	m = 0	m ≠ 0
1980	8	4,8	160,0	115,1	62,5	97,1	4147,2	2670,0
1990	8	4,0	128,0	83,1	78,1	140,8	5443,2	3020,0
2000	8	3,2	106,7	61,8	93,7	201,3	6739,2	3138,4

6.2. Avînd în vedere că nivelul de mecanizare a proceselor sudării m este în continuă creştere, este interesant să se cerceteze ce se va întîmpla cu consumul de electrozi înveliţi. Pentru aceasta se calculează consumul de electrozi înveliţi E_L cu ajutorul relaţiei (5) şi, ţinîndu-se seama de relaţia (9), se obţine :

$$E_L = e^\circ \cdot P_{OL} \cdot (1 - m) \qquad (36)$$

Evoluţia consumului de electrozi înveliţi E_L depinde deci de modul în care variază m în timp. În ipoteza unei creşteri liniare a lui m :

$$m = h \cdot \xi + k \qquad (37)$$

Se obţine pentru E_L relaţia finală :

$$E_L = -\{27 \cdot h \cdot \xi^2 + [27 \cdot (1-k) - 729 \cdot h] \cdot \xi + 729\,(1-k)\} \cdot e^\circ \qquad (38)$$

E_L are un maxim E_L^M, care se realizează în anul corespunzător lui ξ_M. Expresiile lui E_L^M şi ξ_M sînt :

$$E_L^M = \left\{\frac{[27\,(1-k) - 729 \cdot h]^2}{108 \cdot h} + 729\,(1-k)\right\} \cdot e^\circ \qquad (39)$$

$$\xi_M = \frac{27\,(1-k) - 729 \cdot h}{54 \cdot h} \qquad (40)$$

Dacă nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării m va creşte liniar în perioada *1976...2000*, atunci consumul de electrozi înveliţi va creşte pînă în anul corespunzător lui ξ_M şi apoi va începe să scadă.

Se va considera următorul exemplu de calcul : se estimează că în anul *1976*, pe plan mondial $m = 0{,}36$ şi se fac trei ipoteze :

VI = în anul 2000, $m = 0{,}60$;
VII = ,, $m = 0{,}72$;
VIII = ,, $m = 0{,}84$

Corespunzător acestor ipoteze, se obţin valorile lui h şi k din relaţia (37) şi valorile lui ξ_M şi E_L^M din relaţiile (4), respectiv (39), arătate în *tabelul 6*.

Tabelul 6

Consumul maxim de electrozi înveliţi E_L^M şi anul realizării sale ξ_M în cele trei ipoteze VI, VII şi VIII privitoare la evoluţia lui m

Ipoteza	h	k	ξ_M	Anul	E_L^M $\times 10^6$ kg
VI	0,010	0,350	19	1994	4570,56
VII	0,015	0,345	8,333	1983,3	4044,96
VIII	0,020	0,340	3	1978	3888,00

În ceea ce priveşte relaţia (38), ea devine :

$$E_L(\text{VI}) = -2{,}16 \cdot \xi^2 + 82{,}08 \cdot \xi + 3790{,}80$$
$$E_L(\text{VII}) = -3{,}24 \cdot \xi^2 + 54{,}00 \cdot \xi + 3819{,}96 \qquad (41)$$
$$E_L(\text{VIII}) = -4{,}32 \cdot \xi^2 + 25{,}92 \cdot \xi + 3849{,}12$$

Cele trei relaţii (41) au fost reprezentate grafic în *figura 2*. Din exemplu numeric considerat rezultă că valorile maxime ale consumului de electrozi înveliţi E_L^M scad şi anul în care se atinge

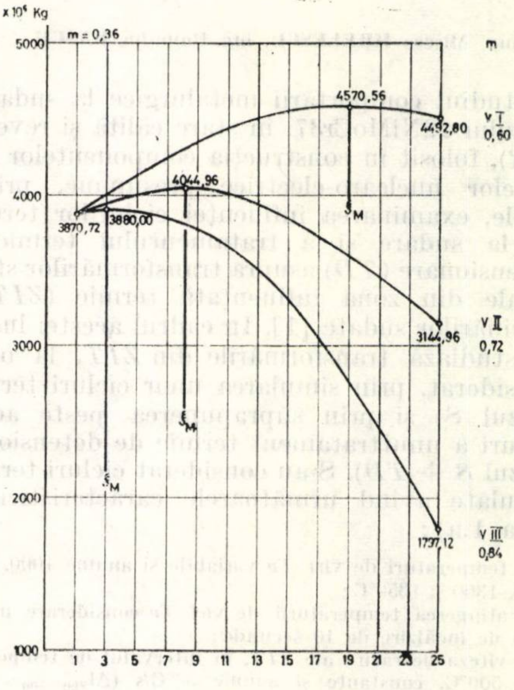


Figura 2. Variaţia consumului de electrozi înveliţi E_L în perioada 1976...2000 în funcţie de modul în care creşte nivelul de mecanizare şi automatizare m în aceeaşi perioadă de timp.

consumul maxim se apropie de anul *1976*, atunci cînd nivelul de mecanizare şi automatizare a proceselor sudării din anul *2000* creşte.

7. În încheierea lucrării, se fac următoarele observaţii :

— eliminînd pe m între funcţiile matematice (29) se pot găsi relaţii între diferiţi factori de eficienţă economică şi numărul de sudori. De exemplu dacă se elimină m dintre funcţiile e/e° şi $\varepsilon/\varepsilon^\circ$ se obţine $\varepsilon = f(e)$, relaţie care arată că energia electrică necesară sudării unei tone de structuri sudate ε creşte atunci cînd creşte consumul de electrozi înveliţi ;

— factorul de eficienţă m are un rol determinant în producţia de structuri sudate fiindcă odată cu creşterea sa, ceilalţi factori de eficienţă variază în direcţii favorabile;

— consumul de electrozi înveliţi E_L va creşte în perioada *1976 ... 2000* odată cu creşterea lui m. Creşterea lui E_L duce la atingerea unui maxim E_L^M, după care E_L scade. E_L^M este cu atît mai apropiat de anul *1976* cu cît valoarea nivelului de mecanizare şi automatizare m în anul *2000* este mai mare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sălăgean, T* : Lo sviluppo delle capacità di ricerche nel dominio di saldatura e del controllo delle strutture salidate. În : LA SALDATURA AUTOGENA nr. 2, 1977.

[2] *Sălăgean, T* : I parametri funzionali degli elettrodi rivestiti per la saldatura ad arco elettrico. In : LA SALDATURA AUTOGENA, nr. 4, 1976.

[3] *Sălăgean, T.* : Fattori decisionali per la scelta dei procedimenti di saldatura elettrica ad arco. In: LA SALDATURA AUTOGENA, nr. 2, 1975.

CZ: 621.791 :669.14

Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 22 NiMoCr 37

Dr. ing. Mircea **HRELESCU**, ing. Romulus **PASCU** – Institutul de sudură şi încercări de materiale (I.S.I.M.) – Timişoara

Studiul comportării metalurgice la sudare a oţelului 22NiMoCr37, în stare călită şi revenită (*CR*), folosit în construcţia componentelor centralelor nucleаro-electrice presupune, printre altele, examinarea influenţei ciclurilor termice de la sudare şi a tratamentului termic de detensionare (*TD*) asupra transformărilor structurale din zona influenţată termic (*ZIT*) a îmbinărilor sudate [1]. În cadrul acestei lucrări se studiază transformările din *ZIT*, la oţelul considerat, prin simularea unor cicluri termice (cazul S) şi prin suprapunerea peste aceste cicluri a unui tratament termic de detensionare (cazul *S* + *TD*). S-au considerat cicluri termice simulate avînd următoarele caracteristici (figura 1.a):

– temperaturi de vîrf *Tv* variabile şi anume 1000, 1100, 1200, 1300 şi 1350°C;

– atingerea temperaturii de vîrf *Tv* considerate într-un timp de încălzire de 10 secunde;

– viteza de răcire ale *ZIT*, în intervalul de temperaturi 800–500°C, constante şi anume 30°C/s ($\Delta t_{800-500} = 10$ s).

Detensionarea s-a executat la temperatura de 600°C, timp de 4 ore, conform diagramei din figura 1b. Simularea ciclurilor termice s-a efectuat pe epruvete prismatice de 11 × 11 × 55 mm, cu aparatul Smitweld LS 1402. Epruvetele corespunzătoare cazurilor *S* şi *S* + *TD* au o extindere a *ZIT* (L_{ZIT}) variabilă, în funcţie de *Tv* considerată şi aplicată în secţiunea *A*=*A* a epruvetelor (figura 1.c).

Metodica de cercetare utilizată cuprinde analize metalografice prin microscopie optică şi electronică, determinări ale extinderii *ZIT*

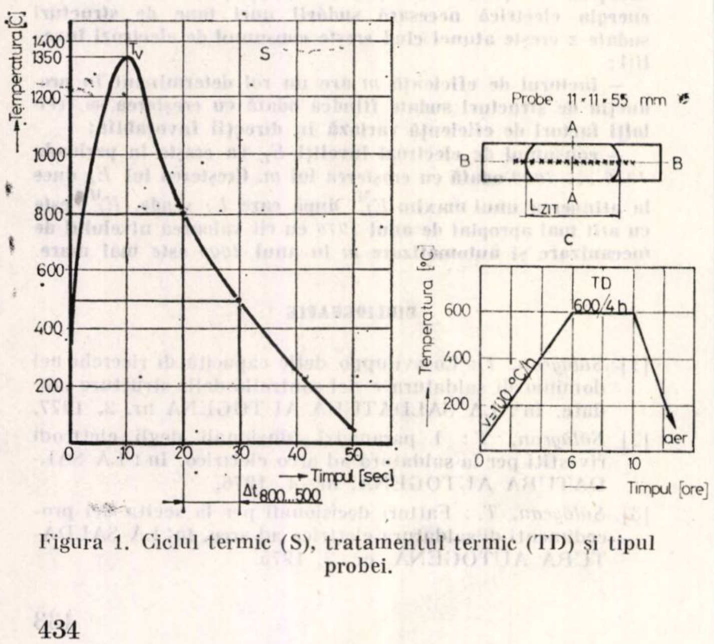


Figura 1. Ciclul termic (S), tratamentul termic (TD) şi tipul probei.

(L_{ZIT}) şi ale durităţii HV_5 în lungul liniei *B*–*B* (fig. 1.c), încercarea rezistenţei la încovoiere prin şoc pe epruvete cu crestătură în *V* şi analiza microfractografică a suprafeţei de rupere.

Studiu experimental

Oţelul 22NiMoCr37 cu grosimea de 100 mm supus examinărilor şi încercărilor a avut compoziţia chimică: 0,22%C – 0,24%Si – 0,76% Mn – 0,12%Cu – 0,010%P – 0,017%S – –0,72%Ni = 0,41%Cr – 0,076%V – 0,65 Mo 0,006%Ti 0,02%Nb, valori ce se încadrează în prevederile DIN 50.112.

Tratamentul termic al oţelului este următorul:

– călire (*C*) cu parametri:

– temperatura de călire: 830°C;

– timpul de menţinere la temperatura de călire: 4 ore;

– răcire în apă pînă la 100°C după care se continuă cu răcire în aer pînă la 20°C.

– revenire (*R*) cu parametri:

– temperatura de revenire: 650°C;

– timpul de menţinere la temperatura de revenire: 4 ore;

– răcire în aer.

Oţelul 22NiMoCr37 în stare *CR* are o structură de revenire cu sorbită, perlită, ferită (figurile 2 şi 3), cu carburi de Cr, Mo, V globulare şi poliedrice în masa de bază (figura 4), iar duritatea are valori cuprinse între 212 şi 239 HV5.

Studiul metalografic al probelor *S* în axa de simetrie a *ZIT*-ului pune în evidenţă următoarele transformări structurale:

– la *Tv* = 1000°C şi 1100°C structurile obţinute sînt ferito-perlitice cu sorbită (figura 5) şi carburi C, Mo, V, plasate inter-intragranular (figura 6);

– la *Tv* = 1200°C structura este martensito-sorbitică (figura 7), cu carburi fine de Cr, Mo, V, uniform distribuite (figura 8);

– la *Tv* = 1300°C şi 1350°C structurile sînt martensito-bainitice, cu martensita puternic aciculară (figura 9) şi carburi fine de Cr, Mo, V, uniform distribuite (figura 10).

Se constată că:

a. Încălzirea oţelului 22NiMoCr37 în stare *CR* în domeniul considerat al temperaturilor de vîrf *Tv*, transformă structura iniţială de revenire în structură austenitică a cărei granulaţie creşte pe măsura ridicării vîrfului de temperatură, făcînd astfel posibilă creşterea conţinutului de carbon şi de elemente de aliere din austenită [2], [3].

b. Răcirea bruscă a unei astfel de austenite formată la diferitele temperaturi *Tv* conduce atît la formarea unor structuri perlito-sorbitice

Fig. 2. Microstructură oțel 22NiMoCr37 (*CR*) (Atac Nital 2%, 500×)

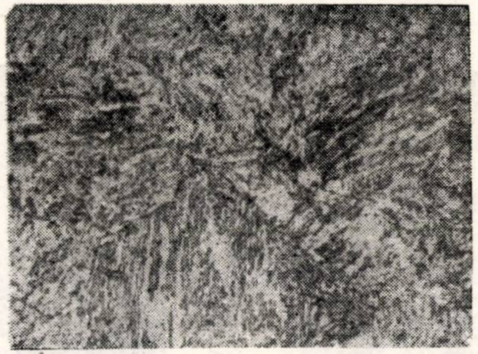


Figura 3. Microstructură oțel 22NiMoCr37 (*CR*) (Atac Nital 2%, 1000×).

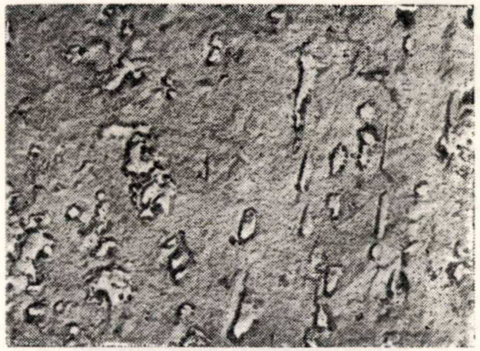


Fig. 4. Microstructură oțel 22NiCrMo37 (*CR*) (Atac Nital 1%, 12.000×).

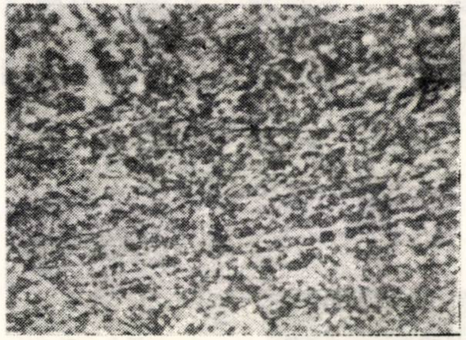


Fig. 5. Microstructură *ZIT* (*S*) la $Tv = 1000°C$ (Nital 2%, 1000×).

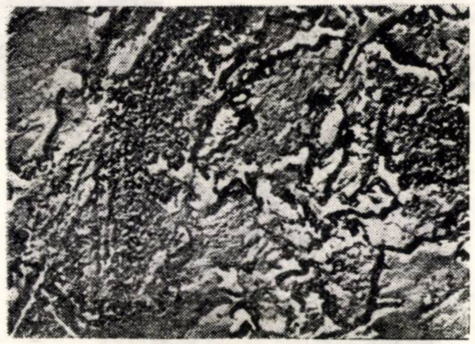


Fig. 6. Microstructură *ZIT* (*S*) la $Tv = 1000°C$ (Nital 1%, 7800×).

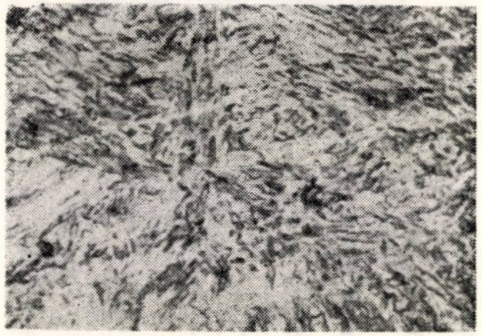


Fig. 7. Microstructură *ZIT* (*S*) la $Tv = 1200°C$ (Nital 2%, 1000×).

Fig. 8 Microstructură *ZIT* (*S*) la $Tv = 1200°C$ (Nital 1%, 7800×).

Fig. 9. Microstructură *ZIT* (*S*) la $Tv = 1350°C$ (Nital 2%, 1000×).

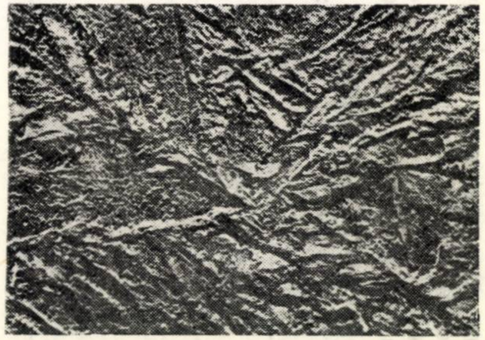


Fig. 10. Microstructură *ZIT* (*S*) la $Tv = 1350°C$ (Nital 1%, 7800×)

(figura 5), martensito-sorbitice (figura 7) și martensito-bainitice (figura 9) cît și la repartizarea uniformă a carburilor de Cr, Mo, V în masa de bază (figurile 6, 8, 10).

c. Creșterea lui Tv produce modificarea lungimii ZIT-ului (L_{ZIT}), astfel:

Temperatura de vîrf Tv /°C/	Lungimea ZIT L_{ZIT} /mm/
1000	10
1100	12
1200	20
1300	24
1350	26

Analiza metalografică pe probele $S + TD$ arată că:

— la $Tv = 1000°C$ structurile sînt de revenire perlito-sorbitice cu ferită (figura 11) și carburi de Cr, Mo, V, grobe (~0,11μm) dispuse în masa feritică (figura 12);

Fig. 11. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1000°C$ (Atac Nital 2%, 1000×).

Fig. 12. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1000°C$ (Atac Nital 1%, 7800×)

— la $Tv = 1200°C$ structura este perlito-sorbitică fină cu ferită și ace fine bainitice (figura 13) și carburi de Cr, Mo, V, fine, înglobate în masa feritică (figura 14);

— la $Tv = 1300°C$ și 1350°C s-au obținut structuri sorbito-bainitice (figura 15) cu precipitări foarte fine de Cr, Mo, V înglobate uniform în masa de bază feritică (figura 16).

La toate temperaturile de vîrf Tv pe probele $S + TD$ s-au obținut structuri sorbitice. Cu creșterea lui Tv gradul de finisare al carburilor de Cr, Mo, V se mărește (figurile 11...16).

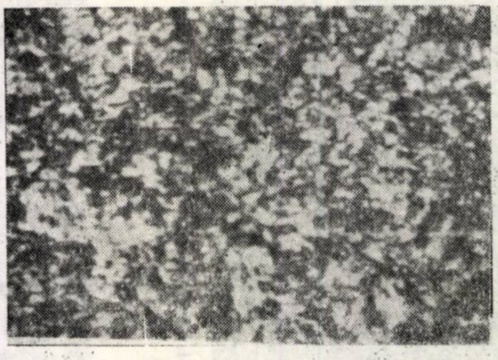


Fig. 13. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1200°C$ (Atac Nital 2%, 1000×)

Fig. 14. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1200°C$ (Atac Nital 1%, 7800×).

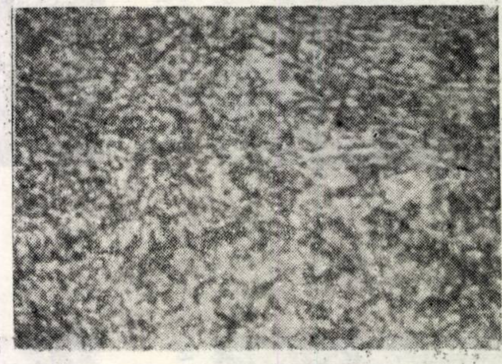


Fig. 15. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1350°C$ (Atac Nital 2%, 1000×)

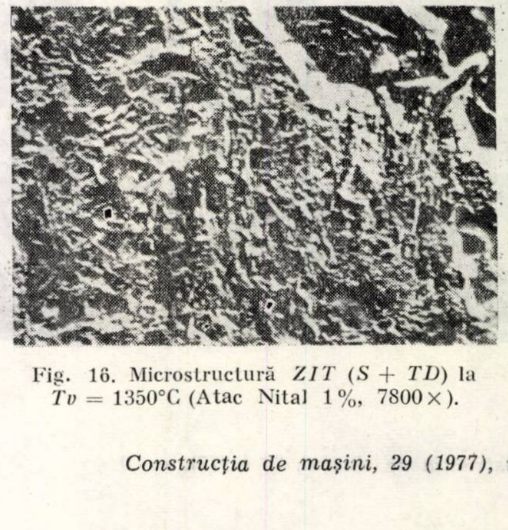


Fig. 16. Microstructură ZIT ($S + TD$) la $Tv = 1350°C$ (Atac Nital 1%, 7800×).

În cazul probelor *S* variația durității în *ZIT* (figurile 17...21) pune în evidență următoarele:

— la Tv = 1000°C duritatea *ZIT* variază între 150 și 190 HV5, valori ce sînt repartizate uniform pe lungimea L_{ZIT} = 8 mm (figura 17);

— la Tv = 1100°C, *ZIT* are valori de duritate cuprinse între 190 și 328 HV5, cu maximul de duritate deplasat față de axa de simetrie cu 3 mm și o scădere accentuată a durității pe L_{ZIT} = 12 mm (figura 18);

— la Tv = 1200°C valorile de duritate ale *ZIT* sînt cuprinse între 190 și 540 HV5 cu maxime puternic pronunțate de-o parte și de alta a *ZIT*-ului și cu o scădere bruscă a durității pe măsura depărtării de axă pe L_{ZIT} = 20 mm (figura 19);

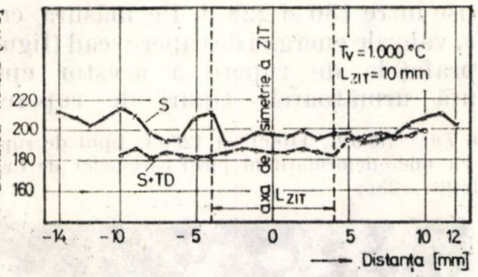


Fig. 17. Variația durității HV5 funcție de distanță la Tv = 1000°C.

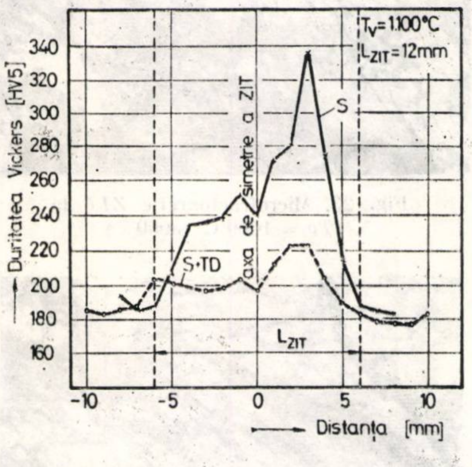


Fig. 18. Variația durității HV5 funcție de distanță la Tv = 1100°C.

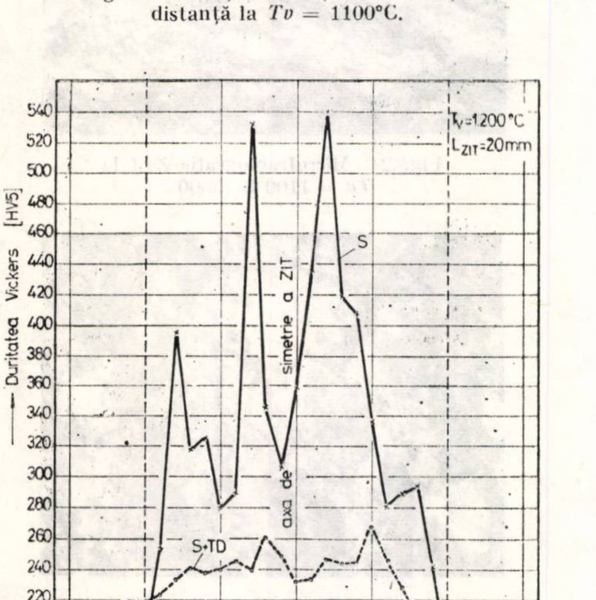


Fig. 19. Variația durității HV5 funcție de distanță la Tv = 1200°C.

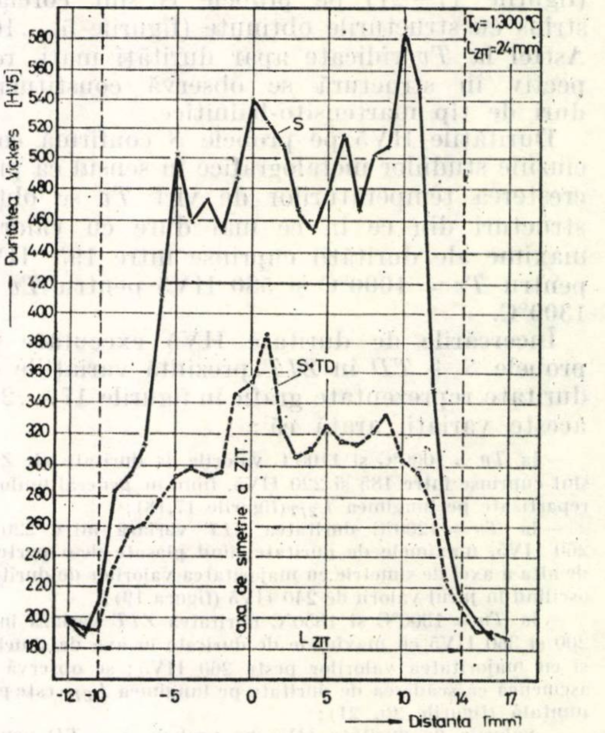


Fig. 20. Variația durității HV5 funcție de distanță la Tv = 1300°C.

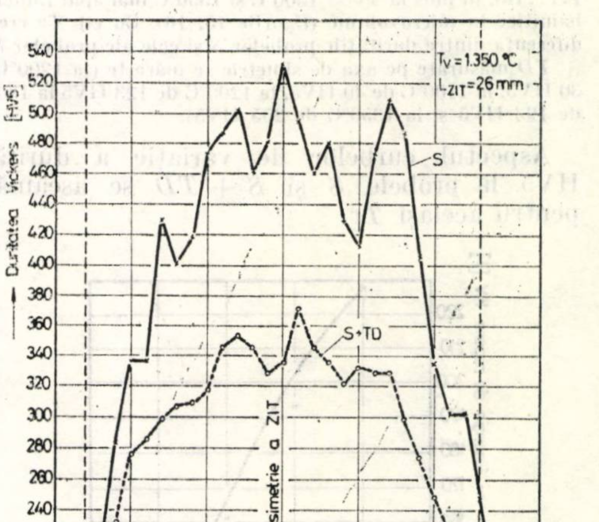


Fig. 21. Variația durității HV5 funcție de distanță la Tv = 1350°C.

— la $Tv = 1300°C$ duritatea *ZIT* variază între 210 şi 565 HV5, majoritatea valorilor maxime fiind peste 460 HV5. Pe măsura depărtării de axă se observă o scădere pronunţată a durităţii pe lungimea $L_{ZIT} = 24$ mm (figura 20);

— la $Tv = 1350°C$ se obţin în *ZIT* valori de duritate cuprinse între 200 şi 530 HV5 cu majoritatea peste 400 HV5. Se observă o scădere bruscă de la valorile ridicate la valorile scăzute pe lungimea $L_{ZIT} = 26$ mm (figura 21).

Pe baza acestor încercări rezultă:

Durităţile HV5 obţinute la diferitele *Tv* (figurile 17—21) pe probele S sînt corelate strîns cu structurile obţinute (figurile 5...10). Astfel la *Tv* ridicate apar durităţi mari, respectiv în structură se observă constituenţi duri de tip martensito-bainitice.

Durităţile HV5 pe probele *S* confirmă concluziile studiilor metalografice în sensul că prin creşterea temperaturilor de vîrf *Tv* se obţin structuri din ce în ce mai dure cu valorile maxime ale durităţii cuprinse între 195 HV5 pentru $Tv = 1000°C$ şi 580 HV5 pentru $Tv = 1300°C$.

Încercările de duritate HV5 executate pe probele $S + TD$ în *ZIT* prezintă variaţiile de duritate reprezentate grafic în figurile 17...21; aceste variaţii arată că:

— la $Tv = 1000°C$ şi 1100°C valorile de duritate ale *ZIT* sînt cuprinse între 185 şi 220 HV5, fiind în general uniform repartizate pe lungimea L_{ZIT}(figurile 17,18);

— la $Tv = 1200°C$ duritatea *ZIT* variază între 220 şi 260 HV5, maximele de duritate fiind plasate de-o parte şi de alta a axei de simetrie cu majoritatea valorilor de duritate oscilînd în jurul valorii de 240 HV5 (figura 19);

— la $Tv = 1300°C$ şi 1350°C duritatea *ZIT* variază între 200 şi 360 HV5 cu maximele de duritate în axa de simetrie şi cu majoritatea valorilor peste 260 HV5; se observă de asemenea că scăderea de duritate pe lungimea L_{ZIT} este pronunţată (figurile 20, 21);

— valorile de duritate HV5 pe probele $S + TD$ pentru toate *Tv* confirmă apariţia structurilor sorbitice (figurile 11...16), în plus la $Tv = 1300°C$ şi 1350°C mai apar „nuclee" bainitice în microvolume (figurile 15, 16). Cu cît *Tv* creşte, diferenţa dintre durităţile probelor *S* şi cele ale probelor $S + TD$ măsurate pe axa de simetrie se măreşte (la 1200°C de 30 HV5, la 1100°C de 40 HV5, la 1200°C de 123 HV5 la 1300°C de 193 HV5 şi la 1350°C de 255 HV5).

Aspectul curbelor de variaţie a durităţii HV5 la probele *S* şi $S + TD$ se aseamănă pentru acelaşi *Tv*.

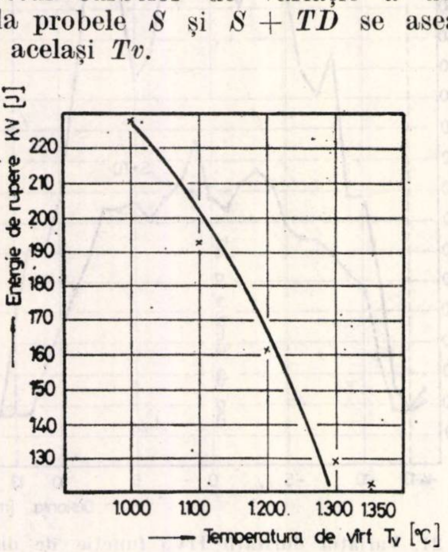


Fig. 22. Variaţia energiei de rupere funcţie de *Tv*.

Încercarea de încovoiere prin şoc pe epruvete ISO-V din probele $S + TD$ la temperatura de 20°C arată că valorile energiei de rupere sînt cuprinse între 130 şi 228 J. Pe măsura creşterii lui *Tv*, valorile energiei de rupere scad (figura 22).

Suprafeţele de rupere a acestor epruvete prezintă următoarele tipuri de rupere [4]:

— la $Tv = 1000°C$, 1100°C şi 1200°C tipul de rupere este ductil cu microdeformaţii în jurul carburilor de Cr, Mo, V (figurile 23...25);

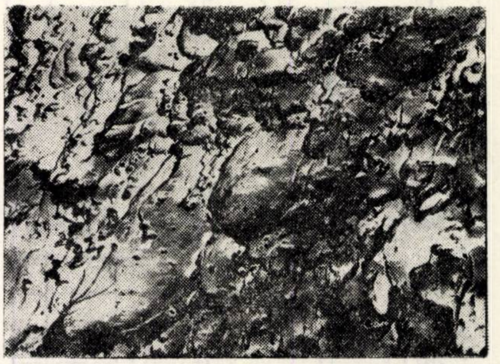


Fig. 23. Microfractografie *ZIT* la $Tv = 1000°C$ (5000×)

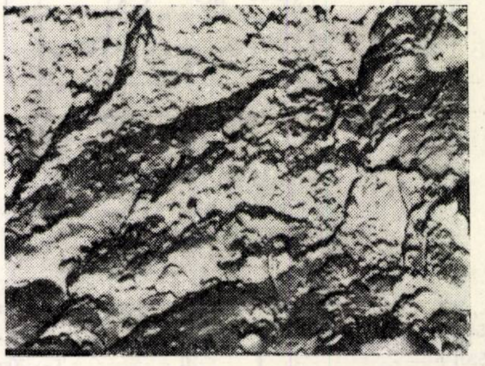


Fig. 24. Microfractografie *ZIT* la $Tv = 1100°C$ (5000×)

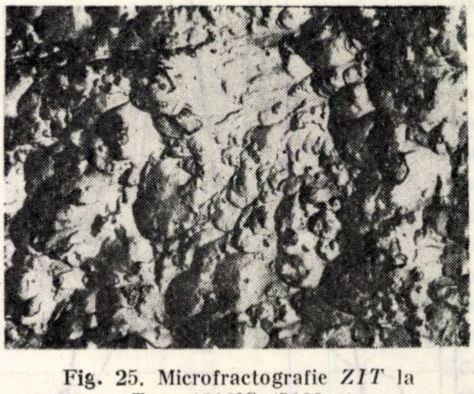


Fig. 25. Microfractografie *ZIT* la $Tv = 1200°C$ (5000×)

— la $Tv = 1300°C$ şi 1350°C tipul de rupere este mixt ductil-fragil (figurile 26, 27).

Apariţia aspectelor de rupere ductile în cazul $Tv = 1000°C$, 1100°C şi 1200°C arată că structurile probelor sînt de tip ductil, iar as-

pectele mixte ductil-fragil demonstrează că în structuri au apărut şi constituenţi fragili de tip bainitic care pot fragiliza structura.

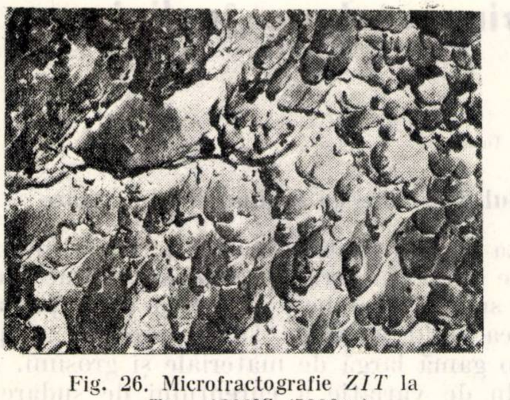


Fig. 26. Microfractografie *ZIT* la $Tv = 1300°C$ (5000×)

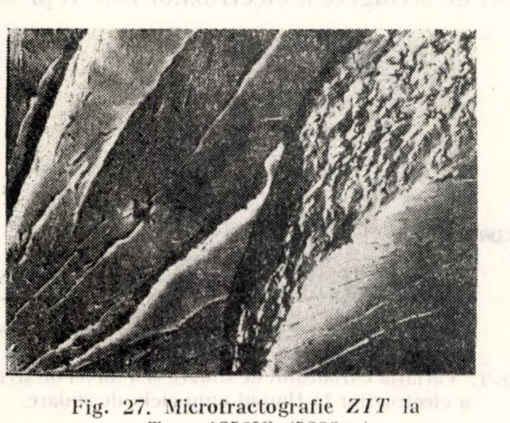


Fig. 27. Microfractografie *ZIT* la $Tv = 1350°C$ (5000×)

Concluzii

La oţelul 22NiMoCr37 (starea *CR*) ciclurile termice cu diferitele temperaturi de vîrf, *Tv* (probele *S*) conduce la obţinerea în *ZIT* a unor structuri cu constituenţi fragili atestaţi prin durităţi ridicate măsurate pe axa de simetrie (maxim 540 HV5) de trei ori mai mari decît a metalului de bază (180 HV5). Prin procesul de detensionare la 600°C (probele *S + TD*) în *ZIT* apar modificări structurale cu durităţi pe axa de simetrie cuprinse între 190 şi 385 HV5, ele fiind în general peste nivelul durităţii metalului de bază neafectat termic de procesul de sudare (figura 28).

În cazul acestui oţel se impun precauţii speciale privind sudarea, datorită fragilităţii *ZIT*-ului; se consideră oportună efectuarea unor studii privind sensibilitatea la fisurare prin detensionare atestată atît de formulele lui Nalcamure (DG = 1,12) /5/ şi Ito (PSR = 0,68) /6/ cît şi de studiile metalografice şi încercările mecanice din prezenta lucrare.

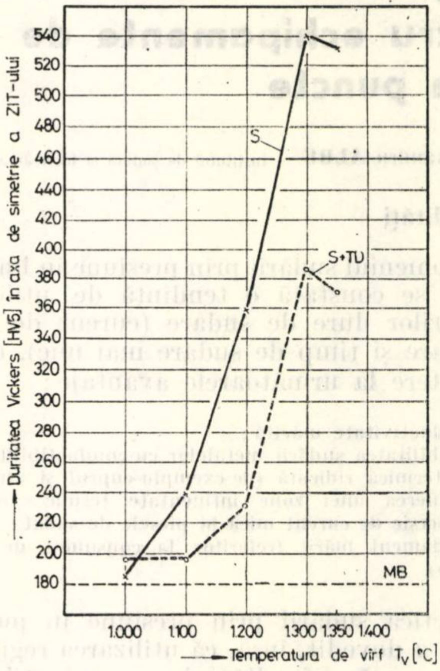


Fig. 28. Variaţia durităţii HV5 funcţie de temperaturile de vîrf, *Tv*, la oţelul 22NiMoCr37.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Vinckler, A. G.*: Heat affected zone craking in low alloy steels during stress relief heat treatments; in DOC. IIS X-674-72.

[2] *Mantea, S., Dulamiţă, T.*: Teoria şi practica tratamentelor termice, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1966.

[3] *Uwer, D., Begenkolbe, I.*: Thermal cycles in arc weelding calculation of cooling times; in DOC. IIS-IX-987-76.

[4] *Henry, G., Plateau*: La microfractographie, Editions Metaux, IRSID, PARIS.

[5] *Nakamura, M., Naiki, T.,—Okabagashi, M*: Stress-relief cracking in heat affected zone; in DOC. IIS-IX-649-69.

[6] *Ito, X., Nakanishi, M.*: Study on stress relief cracking in welded low alloy steels, Sumitomo Search 7, 1972, 5, p. 27.

CZ: 621.791.763:621.38

Programator electronic de timp și de curent tip 6LP5 pentru echipamente de sudare prin presiune în linie și în puncte

Ing. Alexandru ALBU – Institutul de sudură și încercări de materiale (I.S.I.M.) – Timișoara

Generalități

În domeniul sudării prin presiune în linie și în puncte se constată o tendință de utilizare a regimurilor dure de sudare (curent de sudare mai mare și timp de sudare mai mic), ceea ce dă naștere la următoarele avantaje;

– productivitate mărită;
– posibilitatea sudării metalelor cu conductibilitate electrică și termică ridicată (de exemplu cuprul și aluminiul);
– obținerea unei zone influențate termic – redusă;
– dispersie de curent mică în piesele de sudat;
– randament mărit (referitor la consumul de energie electrică).

Practica sudării prin presiune în puncte și în linie a dovedit, însă, că utilizarea regimurilor dure creează dificultăți în reproductibilitatea calității sudurii. Păstrarea unei calități prescrise în acest caz, se obține prin micșorarea intervalelor de toleranță admise pentru parametrii regimului de sudare, în condițiile acționării unor mărimi perturbatoare. În cazul sudării prin presiune în puncte și în linie, parametrii principali care trebuie stabiliți sînt: forța de strîngere a electrozilor, valoarea curentului de sudare, timpul de menținere a curentului de sudare și forma de variație în timp a forței de strîngere și a curentului de sudare. Aceste mărimi se determină în funcție de grosimea și compoziția pieselor care trebuie sudate, precum și în funcție de destinația structurii sudate. Ținînd seama de aceste aspecte, în elaborarea programatorului tip 6LP5 s-au inclus următoarele soluții tehnice:

– în scopul măririi preciziei timpului de sudare cît și a reproductibilității sudării în regim dur, se utilizează circuite numerice secvențiale de temporizare. Stabilirea timpului de sudare se face prin exprimarea în perioade ale tensiunii rețelei electrice;

– în scopul reproductibilității sudării în regim dur (la nivelul unui timp de sudare de 1–2 perioade), curentul de sudare este conectat sincronizat cu trecerea prin zero a tensiunii rețelei. Aceasta se realizează utilizînd un contactor sincron cu tiristoare sau cu ignitroane, care este intercalat între rețeaua electrică și transformatorul de sudare;

– în scopul posibilității modificării curentului de sudare continuu, cît mai aproape de valoarea optimă prescrisă, contactorul sincron este prevăzut cu circuite pentru modificarea unghiului de aprindere;

– în scopul lărgirii gamei materialelor sudabile ciclul de curent are o formă complexă cu posibilități multiple de reglare;

– în scopul măririi anduranței echipamentului, al siguranței în funcționare și în scopul reducerii gabaritului, circuitele electronice sînt realizate cu circuite integrate;
– toate materialele utilizate sînt de producție indigenă.

Ciclul de sudare și regimurile de sudare

La Institutul de sudură și încercări de materiale din Timișoara, cercetările privind tehnologia sudării în puncte și în linie au impus adoptarea unui ciclu de sudare optim, adaptabil la o gamă largă de materiale și grosimi. Acest ciclu de variație a curentului de sudare și a forței de strîngere a electrozilor este reprezentat

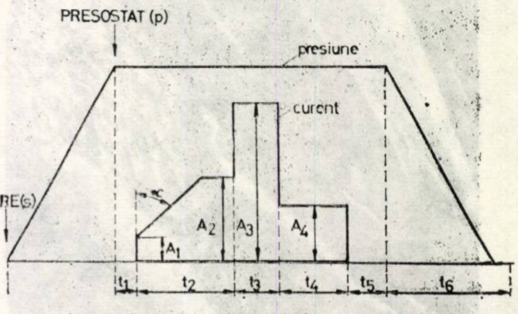


Fig. 1. Variația curentului de sudare și a forței de strîngere a electrozilor în timpul unui ciclu de sudare.

în figura 1. Semnificația elementelor din figura 1 este următoarea:

t_1 – timp de întîrziere a curentului electric față de momentul atingerii presiunii reglate la presostat;
t_2 – timp de preîncălzire;
t_3 – timp de sudare;
t_4 – timp de tratament termic după sudare;
t_5 – timp de forjare (presiune în lipsa curentului);
t_6 – timp de pauză (util la sudarea în linie sau în puncte repetate automat);
A_1 – amplitudine inițială de curent;
α – panta de creștere a curentului;
A_2 – amplitudinea de curent în timpul preîncălzirii;
A_3 – amplitudinea de curent în timpul sudării;
A_4 – amplitudinea de curent în timpul tratamentului termic.

Cu ajutorul unor butoane t_1, t_2, t_3, t_4, t_5, t_6, A_1, α, A_2, A_3, A_4 se pot modifica astfel: fiecare temporizare ($t_1 \ldots t_6$) în limitele 1...60 perioade (0,02...1,2 secunde), iar curentul electric ($A_1 \ldots A_4$) în raport de 1/100 (în cazul utilizării tiristoarelor). Stabilind diferite valori pentru aceste mărimi, ciclul de variație a curentului reprezentat în figura 1 poate să ia diferite forme. Un caz particular îl reprezintă programarea tuturor mărimilor pe maxim, ceea ce caracterizează posibilitățile extreme de încărcare. Rezultă o energie maximă de sudare timp de 180 perioada (3,6 secunde).

Energia maximă de sudare depinde de modul de construcție a transformatorului de sudare cît

şi de posibilităţile de vîrf ale contactorului sincron. Acestea se construiesc în mai multe variante, în funcţie de necesităţi. Programatorul 6LP5 este adaptabil la toate variantele de transformatoare de sudare şi contactoare sincrone.

Programatorul de curent şi de timp prezentat poate fi utilizat pentru trei regimuri:

a — sudarea într-un singur punct;
b — realizarea unei succesiuni de puncte, automat;
c — sudarea în linie (cu role de contact).

În figura 2 s-au prezentat aceste regimuri. Regimul b, presupune executarea unei succesiuni de suduri, cu ridicarea şi coborîrea electrodului

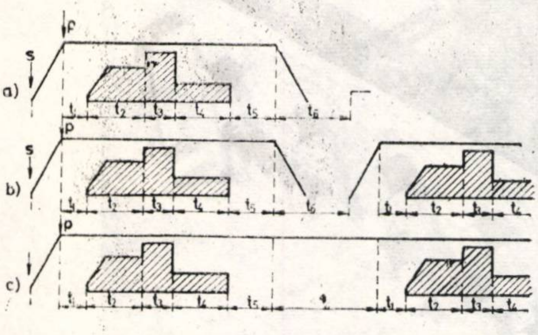


Fig. 2. Cicluri de sudare tipice: a) un punct; b) puncte-automat; c) linie-automat.

după fiecare sudură. Acest regim este util în cazul alimentării maşinii cu piese de sudat, cu ajutorul unei benzi transportoare sau cu ajutorul unui disc cu mişcare sacadată. Timpul de sacadare este t_6, reglabil pînă la 1,2 secunde. Regimul c, pentru sudarea în linie, constă în utilizarea unor role de contact, care presează tot timpul tablele de sudat şi se rotesc cu o anumită viteză asigurînd avansul tablelor. La intervale egale cu $t_5 + t_6 + t_1$ se aplică ciclul de curent $t_2 + t_3 + t_4$. Distanţa între două puncte se modifică prin reglarea sumei timpilor $t_5 + t_6 + t_1$ (maxim 3,6 secunde). Schimbarea regimului de lucru se face cu ajutorul unui comutator existent pe pupitrul de programare.

Programatorul 6LP5 este constituit din două blocuri electronice interconectate:

— programatorul de timp tip „60T6";
— programatorul de curent tip „I4".

Programatorul de timp „60T6"

Programatorul de timp permite succesiunea a 6 temporizări, cu posibilitatea reglării fiecăreia în limitele 1...60 T (perioade). Schema bloc este reprezentată în figura 3.

Trecerile prin zero ale tensiunii reţelei sînt transformate în fronturi, cu ajutorul blocului F, care transformă o tensiune sinusoidală în tensiune rectangulară, debitînd impulsurile de tact necesare comenzii numărătorului electronic $N_1 \ldots N_6$. Acesta este realizat cu circuite integrate TTL. După scurgerea timpului t_1, prin intermediul matricii cu diode M, se comandă intrarea de tact $\bar{T}$ a bistabilului T_1, care trece în starea $Q = 1$. Prin intermediul porţii P, se

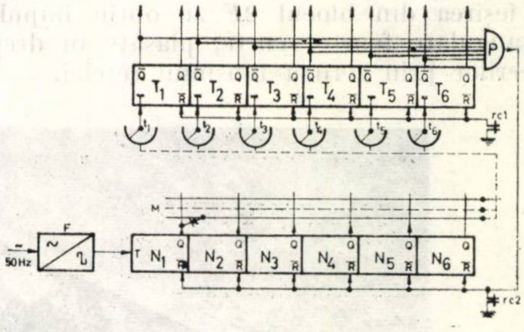


Fig. 3. Programator de timp tip „60T6".

aplică un impuls de ştergere pe barele $\bar{R}$ ale numărătorului $N_1 \ldots N_6$, aducîndu-i în starea $Q = 0$. La primul impuls de tact generat de F, începe o nouă numărătoare, după care T_2 trece în starea $Q = 1$. Numărătoarea se repetă de 6 ori cu temporizări diferite, pînă cînd toţi bistabilii $T_1 \ldots T_6$ au trecut în starea $Q = 1$.

În starea de repaus contactele r_{c1} şi r_{c2} fiind închise, toţi bistabilii $N_1 \ldots N_6$, $T_1 \ldots T_6$ sînt menţinuţi în starea $Q = 0$ („ştergere"). Declanşarea unei noi sudări, corespunde cu deschiderea acestor contacte, cu ajutorul unei pedale sau buton. Dacă maşina de sudare este prevăzută cu presostat, contactele presostatului constituie r_{c1} şi r_{c2}.

Programatorul de curent tip „I4"

Programatorul de curent permite reglarea a 4 valori pe care le ia curentul de sudare pe durata $t_2 + t_3 + t_4$. Schema bloc este reprezentată în figura 4.

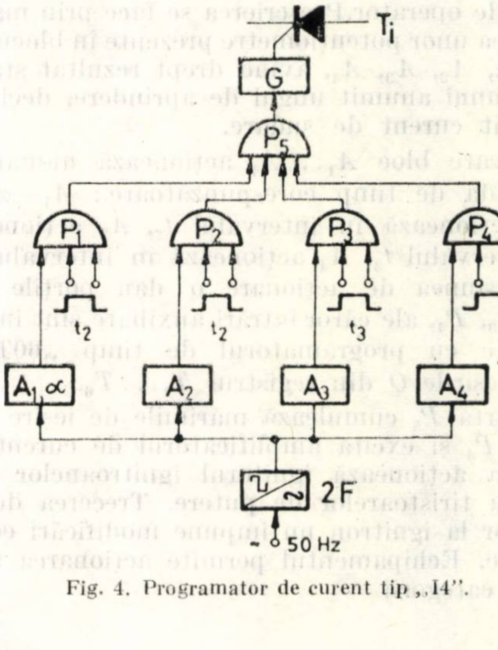


Fig. 4. Programator de curent tip „I4".

Prin intermediul blocului $2F$, frecvenţa de 50 Hz este dublată şi transformată din sinusoidal în rectangular. Dublarea frecvenţei este necesară sincronizării aprinderii tiristoarelor sau ignitroanelor pentru ambele alternanţe. La ieşirea din blocul $2F$ se obţin impulsuri rectangulare foarte scurte, plasate în dreptul trecerilor prin zero a tensiunii reţelei.

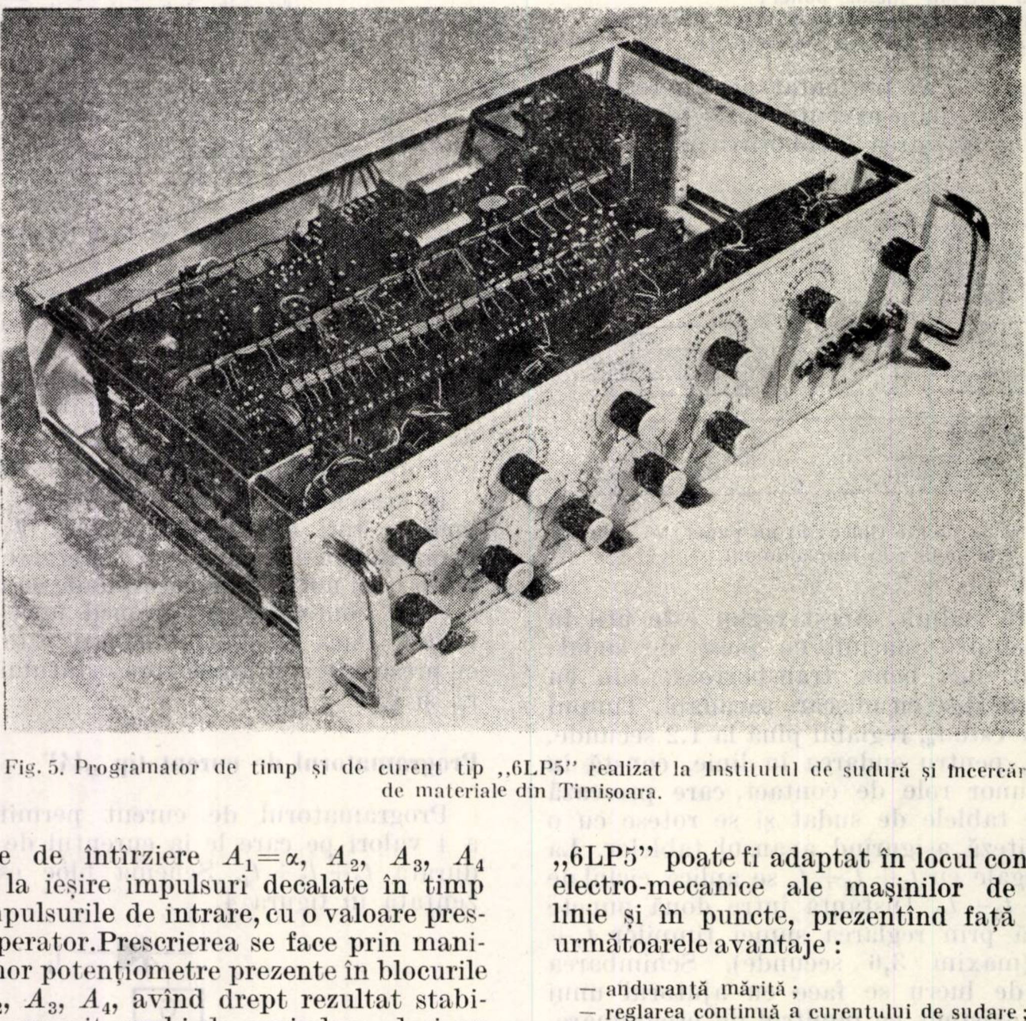


Fig. 5. Programator de timp şi de curent tip „6LP5" realizat la Institutul de sudură şi încercări de materiale din Timişoara.

Blocurile de întîrziere $A_1 = \alpha$, A_2, A_3, A_4 generează la ieşire impulsuri decalate în timp faţă de impulsurile de intrare, cu o valoare prescrisă de operator. Prescrierea se face prin manipularea unor potenţiometre prezente în blocurile $A_1 - \alpha$, A_2, A_3, A_4, avînd drept rezultat stabilirea unui anumit unghi de aprindere, deci un anumit curent de sudare.

Fiecare bloc $A_1 \ldots A_4$ acţionează numai în perioada de timp corespunzătoare: $A_1 - \alpha$ şi A_2 acţionează în intervalul t_2, A_3 acţionează în intervalul t_3, A_4 acţionează în intervalul t_4. Permisiunea de acţionare o dau porţile P_1, P_2, P_3, P_4, ale căror intrări auxiliare sînt interblocate cu programatorul de timp „60T6", prin ieşirile Q din registrul $T_1 \ldots T_6$.

Poarta P_5 cumulează mărimile de ieşire din $P_1 \ldots P_4$ şi excită amplificatorul de curent G. Acesta acţionează ignitorul ignitroanelor sau poarta tiristoarelor de putere. Trecerea de la tiristor la ignitron nu impune modificări complicate. Echipamentul permite acţionarea ambelor categorii.

Caracteristici tehnice şi concluzii

Echipamentul de comandă prezentat (figura 5) a fost realizat în mod practic la Institutul de sudură şi încercări de materiale din Timişoara, în cadrul laboratorului de tehnologii şi echipamente specializate pentru sudare; împreună cu contactorul sincron, programatorul „6LP5" poate fi adaptat în locul contactoarelor electro-mecanice ale maşinilor de sudare în linie şi în puncte, prezentînd faţă de acestea următoarele avantaje:

— anduranţă mărită;
— reglarea continuă a curentului de sudare;
— precizie ridicată;
— stabilitate ridicată;
— automatizarea sudării;
— calitate îmbunătăţită a sudurii;
— reproductibilitate îmbunătăţită;
— randament mărit (energie electrică);
— sudabilitatea metalelor conductibile;
— productivitate mărită;
— gabarit redus al echipamentului.

Caracteristicile tehnice ale programatorului „6LP5" sînt:

— tensiunea de alimentare: 380 V (± 20%), 50 Hz;
— curent absorbit: 40 mA, 50 Hz (± 30%);
— putere absorbită: 15 VA (± 30%);
— timp de decalaj (t_1): 1—60 perioade şi infinit;
— timp de curent 1 (t_2): „
— timp de curent 2 (t_3): „
— timp de curent 3 (t_4): „
— timp de forjare (t_5): „
— timp de pauză (t_6): „

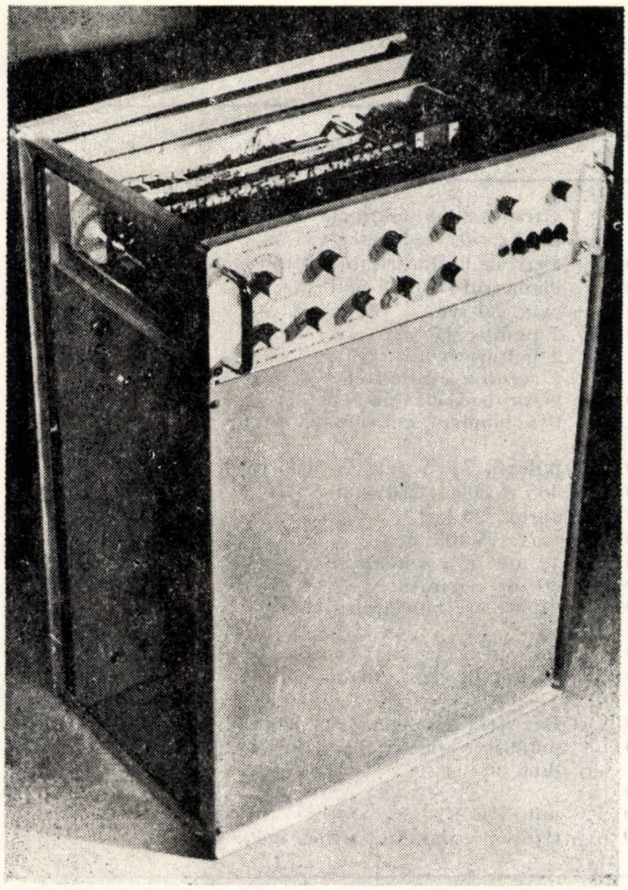


Fig. 6. Ansamblu format din programator tip „6LP5" și contactor sincron tip „IG 100/1000".

— curent de sudare ($A_1 \ldots A_4$) : reglabil în limitele 1%... 100%;
— panta de creștere a curentului (α) : reglabilă;
— moduri de lucru : sudarea unui punct, puncte automat, linie automat;
— temperatură ambiantă : −10°C... + 40°C;
— dimensiuni : 500 × 130 × 340 mm;
— greutate : 5,42 kg.

În figura 6 este prezentat un ansamblu format dintr-un programator „6LP5" și un contactor sincron cu ignitroane tip „IG 100/1000".

Pentru acoperirea unei game largi de posibilități de sudare, ISIM Timișoara a inițiat un program de echipamente care cuprinde diversificarea programatoarelor și contactoarelor sincrone prin particularizare în funcție de condițiile concrete de lucru, sau prin extindere, ținînd seama de noi condiții de putere și de mod de lucru. În acest program se va ține seama de posibilitatea interschimbabilității fiecărui tip de programator cu fiecare tip de contactor sincron.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Ponner, I.* : Electronică industrială — Editura didactică și pedagogică, București, 1972, p. 396—399.

[2] *Morris, R.L., Miller, J.R.* : Proiectarea cu circuite integrate TTL Editura tehnică, București, 1974.

CZ : 621.791

Aplicarea analizei valorii la dispozitivul de avans sîrmă al semiautomatului de sudare SACO-2

Ing Șerban PANAITESCU — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

1. Dispozitivul supus analizei valorii face parte din semiautomatul de sudare tip SACO-2, la care s-au adus unele modificări ulterioare. Caracteristicile acestui mecanism, determină în mare măsură nivelul tehnic al întregului echipament de sudare. Dispozitivul este alcătuit dintr-un motor, reductor melcat, montate împreună pe același suport, rolă de antrenare fixată cu pană pe arborele de ieșire al reductorului, rolă de apăsare și trenul de îndreptare a sîrmei. Apăsarea sîrmei este reglată de la un șurub care poate tensiona mai mult sau mai puțin un arc de compresiune. Tensiunea arcului este amplificată și transmisă rolei de apăsare cu ajutorul unei pîrghii de gradul II. Pîrghia mai conține un excentric pentru schimbarea rapidă a sîrmei.

2. Pentru a parcurge toate fazele analizei valorii, s-a început cu întocmirea nomenclatorului de funcții ce trebuie îndeplinite de orice dispozitiv de acest fel, care răspunde la necesitatea socială : **„alimentează continuu cu o anumită viteză arzătoarele, cu sîrmă de sudare, la sudarea prin topirea cu adaos de material".**

Acest nomenclator de funcții este prezentat în tabelul 1.

Analizînd nomenclatorul de funcții se observă că el conține un număr de 23 funcții dintre care, 20 funcții sînt obiective, una subiectivă și două auxiliare și anume :

— funcția *B* (reduce turația motorului) s-a considerat ca funcție auxiliară la funcția *A* (asigură deplasarea lineară a sîrmei);

— funcția *H* (asigură cuplarea la sursa de energie electrică cu elemente standardizate) s-a considerat ca funcție auxiliară

Tabelul 1

Nomenclatorul de funcţii

	Denumirea funcţiei	Felul funcţiei	Dimensiunea tehnică
A	Asigură deplasarea lineară a sîrmei	O	viteza 0,8 8m/min forţa de avans 150 N
B	Reduce turaţia motorului	A	raport de reducere i = 55
C	Îndreaptă sîrma	O	abat. de la linearitate 0,5/100 mm
D	Asigură utilizarea sîrmelor de diferiţi diametri	O	diametrul Ø.0,8 2 mm
E	Asigură introducerea uşoară a sîrmei	O	max. 30 sec.
F	Asigură racordarea cu cablul de conducere a pistoletului de sudare	O	2 piuliţe MB 2 bolţuri Ø 8 1 şurub c cil. M4×8
G	Asigură fixarea pe un cadru portabil	O	6 şurub c. cil. M6 × 20
H	Asigură cuplarea la sursa de energie electrică cu elemente standardizate	A	fişă bipolară cu contact de protecţie 10A şi 250 V
I	Asigură antrenarea electrică a mecanismului	O	puterea 75 W turaţia 3000 rot/min
J	Gabarit impus	O	465 × 302 × 260 mm
K	Greutate impusă	O	aprox. 20 kgf
L	Zgomot redus	O	max. 75 dB
M	Durabilitate	O	12 ani în 3 schimburi
N	Mentenabilitate	O	10 ore reparaţii
O	Fiabilitate	O	21.000 ore bună funcţionare
P	Estetică	S	—
R	Poartă informaţii	O	5
S	Asigură protecţia împotriva accidentării prin atingerea neintenţionată a organelor în mişcare	O	Suprafaţa max. neprotejată 15 cm²
T	Asigură protecţia electrică	O	Rezistenţa de punere la pămînt 4
U	Asigură funcţionarea în mediu cu umiditate impusă	O	umiditate relativă a aer. 80% la 20°C şi 1000 m altitudine
V	Asigură funcţionarea în medii cu praf	O	
Z	Asigură rezistenţa la şocuri accidentale	O	min 300 N
X	Asigură menţinerea calităţii superficiale a sîrmei	O	rizuri pe suprafaţa sîrmei max. 12,5 m

la funcţia obiectivă *I* (asigură antrenarea electrică a mecanismului)

Acest nomenclator a fost supus criticii unui număr de 30 persoane, proiectanţi, tehnologi şi cercetători în domeniul sudurii. Conform regulilor analizei valorii s-a recomandat notarea funcţiilor din nomenclator cu note de la 1 la 20, în ordinea importanţei acestora, ordine stabilită de fiecare persoană în parte. Totodată s-a indicat completarea nomenclatorului cu alte funcţii care au fost eventual omise. În urma anchetei a rezultat necesitatea completării nomenclatorului cu funcţia obiectivă: **„asigură menţinerea calităţii superficiale a sîrmei"**, introdusă pe ultima poziţie în nomenclator. Punctajul acordat celor 21 de funcţii (funcţiile auxiliare nu se punctează) este prezentat în tabelul 2.

Pentru a prelucra în continuare datele furnizate, s-a trecut la întocmirea matricelor pentru determinarea ponderilor funcţiilor în valoare de întrebuinţare. S-au obţinut 30 de matrice cuprinzînd fiecare cele 21 de funcţii. Rezultatele prelucrării lor sînt sintetizate în tabelul 3.

Examinînd acest tabel se constată că la funcţia *G* ponderea 10 dată de persoana XV se detaşează în extrema maximă cu diferenţă mare faţă de restul valorilor acordate de ceilalţi factori anchetaţi acestei funcţii. De aceea această valoare se elimină. La fel s-a procedat la:

- funcţia *K* — ponderea 9 dată de XIX;
- funcţia *M* — ponderea 11 dată de XV;
- funcţia *O* — ponderea 10 dată de XV;
- funcţia *P* — ponderea 8 dată de XV şi XIX;
- funcţia *R* — ponderea 5 dată de XIII şi XIX;
- funcţia *V* — ponderea 9 dată de XIX

Cu valorile rămase s-a calculat pentru fiecare funcţie în parte media ponderilor atribuite de factorii anchetaţi, medii care sînt prezentate în partea de jos a tabelului. Produsul rezultă că totalizează o valoare de întrebuinţare de 82 puncte.

Plecînd de la aceste ponderi s-a trecut la dimensionarea economică a funcţiilor cu ajutorul unui tabel cu două intrări, în care pe orizontală sînt trecute funcţiile produsului inclusiv funcţiile auxiliare, iar pe verticală costurile pentru fiecare reper ce compune produsul studiat. Costul reperului s-a defalcat în costul materialului şi manoperei defalcată pe operaţii. Aceste costuri se repartizează pe funcţiile care sînt condiţionate de un reper sau altul, după o cheie care ţine seama de ponderea fiecărei funcţii în valoarea de întrebuinţare a produsului.

Tabelul 2

Punctajul acordat funcţiilor produsului rezultat din anchetă.

	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII	XIII	XIV	XV	XVI
A	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	18
C	15	20	20	18	20	20	19	18	20	19	20	18	10	16	18	10
D	10	18	18	20	20	18	18	19	20	20	20	18	16	20	18	18
E	15	10	18	15	18	15	18	18	20	15	18	16	12	20	16	14
F	5	5	18	15	10	15	18	18	15	15	18	20	8	16	10	16
G	8	16	16	18	15	5	15	15	10	13	15	11	6	16	19	10
H	10	10	20	20	15	5	16	16	15	17	18	16	14	20	17	16
I	10	10	12	15	15	5	17	17	5	9	10	8	8	12	12	16
K	5	10	12	15	15	5	17	17	5	13	17	15	8	12	14	16
L	10	8	12	18	15	5	17	17	3	10	10	8	12	16	15	12
M	15	10	12	18	18	15	17	18	5	11	20	20	16	16	20	18
N	15	18	14	18	18	15	17	17	5	10	18	16	16	20	15	18
O	15	8	14	20	18	20	17	17	15	10	20	20	18	18	19	18
P	10	7	12	20	15	10	16	16	10	13	17	15	6	16	17	10
R	10	5	4	15	7	5	15	15	2	10	8	5	14	16	11	14
S	18	17	16	18	20	17	17	10	10	18	15	11	16	16	9	12
T	18	10	16	18	18	20	17	17	15	18	18	16	16	16	16	20
U	15	5	12	18	15	15	17	16	5	17	15	11	10	12	12	16
V	10	5	16	18	15	20	16	16	5	17	15	11	10	16	14	12
Z	12	17	10	15	15	10	16	16	15	18	10	8	10	12	17	16
X	15	20	20	18	20	20	17	18	10	20	20	20	16	20	19	14

	XVII	XVIII	XIX	XX	XXI	XXII	XXIII	XXIV	XXV	XXVI	XXVII	XXVIII	XXIX	XXX
A	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20
C	14	20	16	20	18	20	20	18	20	20	20	20	15	20
D	16	20	16	20	18	20	20	16	19	20	20	19	15	20
E	12	20	10	18	18	18	20	18	20	20	12	19	15	20
F	18	18	8	15	16	18	17	18	16	18	16	19	12	20
G	16	18	6	10	14	15	5	9	12	18	14	11	10	15
I	18	16	4	15	16	15	15	16	19	17	16	19	15	15
J	12	16	2	18	10	10	5	9	10	17	8	5	10	10
K	18	16	18	15	16	15	15	12	16	17	16	17	18	17
L	12	18	10	10	10	15	5	9	12	18	8	8	12	10
M	20	20	14	15	17	18	17	18	20	20	20	17	20	20
N	20	20	12	5	17	18	17	18	20	20	20	17	20	20
O	20	20	14	18	17	18	17	18	20	20	20	17	20	20
P	14	16	16	15	16	15	10	16	12	17	12	17	15	17
R	12	6	10	5	9	5	2	7	8	10	4	5	7	9
S	20	12	14	20	17	18	15	16	19	15	16	14	15	15
T	20	20	14	20	17	18	15	16	19	20	16	14	15	15
U	14	6	8	15	10	15	10	9	10	12	8	8	12	9
V	20	20	18	18	17	15	15	16	16	18	12	17	18	17
Z	20	20	12	10	10	15	5	12	12	18	8	14	18	17
X	18	20	16	20	18	20	17	18	19	18	16	19	18	20

Deoarece dimensionarea economică este foarte laborioasă, se prezintă numai rezultatul ei, care stabileşte costul fiecărei funcţii a produsului. Costul funcţiilor auxiliare se cumulează la costul funcţiilor pe care le deservesc.

Se obţine tabelul 4.

Costul total al produsului 1510,85 lei.

Cunoscînd ponderea fiecărei funcţii în valoarea de întrebuinţare a produsului, precum şi costul acestora, se admite ca necesară identitatea între ponderea fiecărui funcţii a produsului, pe de o parte în preţul de cost şi pe de altă parte în valoarea sa de întrebuinţare. Acest lucru este ilustrat prin reprezentarea grafică a fiecărei funcţii. Funcţiile sînt reprezentate grafic într-un plan, avînd pe abscisă valoarea de întrebuinţare a produsului, iar pe ordonată costul acestuia. Reprezentarea funcţiilor este prezentată în figura 1.

Pentru a se putea evalua în ce măsură există disproporţii între costurile funcţiilor şi contribuţia lor în valoarea de întrebuinţare a produsului, se determină dreapta care reprezintă proporţionalitatea medie. Ecuaţia dreptei căutate este în general

$$y = ax \quad \text{unde } a = \frac{\Sigma x_i y_i}{\Sigma x_i^2}$$

Tabelul 3

Punctajul acordat funcţiilor produsului, rezultat în urma prelucrării matricelor

	A	C	D	E	F	G	I	J	K	L	M	N	O	P	R	S	T	U	V	Z	X	
I	7	5	3	5	1	2	3	3	1	3	5	7	5	3	3	6	6	5	3	4	5	
II	8	8	7	4	1	5	4	4	4	3	4	7	3	2	1	6	4	1	1	6	8	
III	7	7	6	6	6	5	7	3	3	3	3	4	4	3	1	5	5	3	5	2	7	
IV	3	2	3	1	1	2	3	1	1	2	2	2	3	3	1	2	2	2	2	1	2	
V	5	5	5	4	2	3	3	3	3	3	4	4	4	3	1	4	4	3	3	3	5	
VI	4	4	4	3	3	1	1	1	1	1	3	3	4	2	1	4	4	3	4	2	4	
VII	6	5	4	4	4	1	2	3	3	3	3	3	3	2	1	3	3	3	2	2	3	
VIII	6	4	5	4	4	1	2	3	3	3	4	3	3	2	1	3	3	2	2	2	4	
IX	6	6	6	6	5	4	5	3	3	2	3	3	5	4	1	4	5	3	3	5	4	
X	9	8	9	5	5	5	4	6	1	4	2	3	2	4	2	7	7	6	6	7	9	
XI	6	6	6	5	5	3	5	2	4	2	6	5	6	4	1	3	5	3	3	2	6	
XII	7	6	6	5	7	3	5	2	4	2	7	5	7	4	1	3	5	3	3	2	7	
XIII	8	3	6	4	2	1	5	2	2	4	6	6	7	1	5	6	6	3	3	3	6	
XIV	4	2	4	4	2	2	4	1	1	2	2	4	3	2	2	2	2	1	2	1	4	
XV	11	9	9	7	2	10	8	4	5	6	11	6	10	8	3	1	7	4	5	8	10	
XVI	5	1	5	3	4	1	4	4	4	2	5	5	5	1	3	2	6	4	2	4	3	
XVII	5	2	3	1	4	3	4	1	4	1	5	5	5	2	1	5	5	2	5	5	4	
XVIII	5	5	5	5	4	4	3	3	3	4	5	5	5	3	1	2	5	1	5	5	5	
XIX	10	8	8	5	4	3	2	1	9	5	7	6	7	8	5	7	7	4	9	6	8	
XX	5	5	5	4	3	2	3	4	3	2	3	1	4	3	1	5	5	3	4	2	5	
XXI	7	6	6	6	4	3	4	2	4	2	5	5	5	4	1	5	5	2	5	2	6	
XXII	5	5	5	4	4	3	3	2	3	3	4	4	4	3	1	4	4	3	3	3	5	
XXIII	6	6	6	6	5	2	4	2	4	2	5	5	5	3	1	4	4	3	4	2	5	
XXIV	6	5	4	5	5	2	4	2	3	2	5	5	5	4	1	4	4	2	4	3	5	
XXV	6	6	5	6	4	3	5	2	4	3	6	6	6	3	1	5	5	2	4	3	5	
XXVI	6	6	6	6	5	5	4	4	4	5	6	6	6	4	1	3	6	2	5	5	5	
XXVII	5	5	5	3	4	1	4	2	4	2	5	5	5	3	1	4	4	2	3	2	4	
XXVIII	7	7	6	6	6	3	6	1	5	2	5	5	5	5	1	4	4	2	5	4	6	
XXIX	6	4	4	4	3	2	4	2	5	3	6	6	6	4	1	4	4	3	5	5	5	
XXX	5	5	5	5	5	3	3	2	4	2	5	5	5	4	1	3	3	1	4	4	5	
Pondere totală	6	5	5	5	4	3	4	2	3	3	5	4	5	3	1	4	5	3	4	3	5	82

Tabelul 4

Costul funcţiilor produsului studiat

Funcţia	A	C	D	E	F	G	I	J	K	L	M
Costul în lei	231,72	42,85	15,13	37,52	19,51	12,48	79,43	20,91	115,3	85,26	157,82

Funcţia	N	O	P	R	S	T	U	V	Z	X
	125,22	156,11	14,91	5,44	16,64	121,13	91,74	119,85	12,84	17,93

înlocuind cu datele produsului studiat avem :

$$a = \frac{\dfrac{6 \times 231{,}72 + 5\times 42{,}85 + 5\times 15{,}13 + 5 \times 37{,}52 + 4 \times 19{,}51 + 3 \times 12{,}48 + 4 \times 79{,}43 + 2\times 20{,}31 + 3\times 115{,}3 + 3\times 85{,}26 + 5\times 157{,}82 + 4\times 125{,}22 + 5 \times 156{,}11 + 3\times 14{,}91 + 1\times 5{,}44 + 4\times 16{,}64 + 5\times 121{,}13 + 3\times 91{,}74 + 4\times 119{,}85 + 3\times 12{,}48 + 5 \times 17{,}93}{82 \times 1510{,}85}}{\dfrac{36 + 25 + 25 + 25 + 16 + 9 + 16 + 4 + 9 + 9 + 25 + 16 + 25 + 9 + 1 + 16 + 25 + 9 + 16 + 9 + 25}{82 \times 82}}$$

$$a = \frac{\dfrac{6\,619{,}14}{123889{,}7}}{\dfrac{350}{6724}} = \frac{0{,}0534276}{0{,}0520523} = 1{,}0264$$

Rezultă deci că ecuaţia dreptei devine :

$$y = 1{,}0264 \cdot x$$

Mărimea disproporţiilor între ponderile funcţiilor în valoarea de întrebuinţare a produsului

și în prețul său de cost se calculează cu estimatorul :

$$s' = 100\,[\Sigma(y_i - y_i(\Delta))^2]$$

unde :

$$y_1(\Delta) = ax_1 = 1{,}0264 \times \frac{1}{82} = 0{,}0125$$

$$y_2(\Delta) = ax_2 = 1{,}0264 \times \frac{2}{82} = 0{,}025$$

$$y_3(\Delta) = ax_3 = 1{,}0264 \times \frac{3}{82} = 0{,}0375$$

$$y_4(\Delta) = ax_4 = 1{,}0264 \times \frac{4}{82} = 0{,}05$$

$$y_5(\Delta) = ax_5 = 1{,}0264 \times \frac{5}{82} = 0{,}0625$$

$$y_6(\Delta) = ax_6 = 1{,}0264 \times \frac{6}{82} = 0{,}075$$

Cu aceste date se obține :

auxiliare B (reduce turația motorului) care îi încarcă costul cu 60,53 lei.

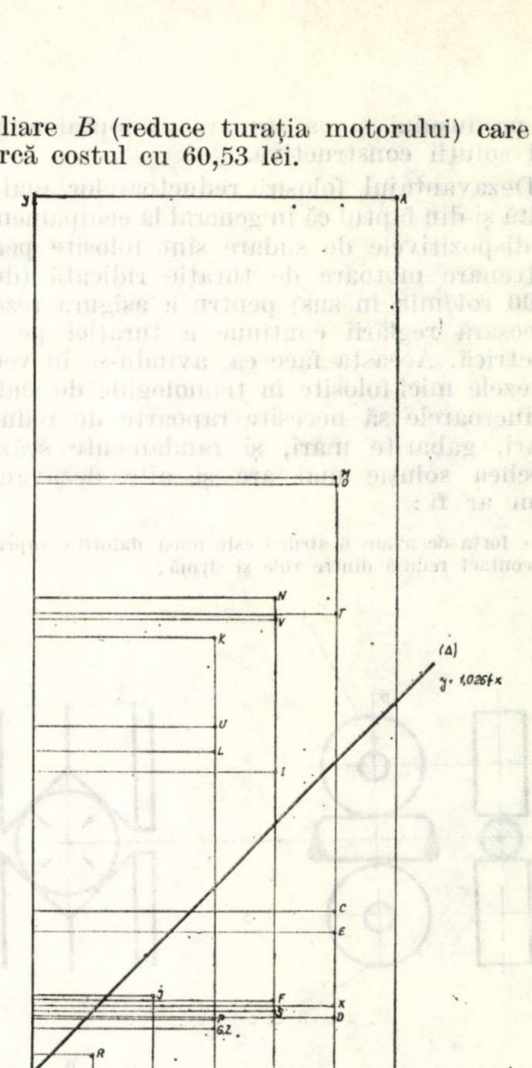


Figura 1. Reprezentarea grafică a funcțiilor și a dreptei de proporționalitate medie între valoarea de întrebuințare și prețul de cost al produsului în soluția constructivă inițială

$$s' = 100\Bigg[\left(\frac{5{,}44}{1510{,}85} - 0{,}0125\right)^2 + \left(\frac{20{,}91}{1510{,}85} - 0{,}025\right)^2 + \left(\frac{115{,}3}{1510{,}85} - 0{,}0375\right)^2 + \left(\frac{91{,}74}{1510{,}85} - 0{,}0375\right)^2 + \left(\frac{85{,}26}{1510{,}85} - 0{,}0375\right)^2 + \left(\frac{14{,}91}{1510{,}85} - 0{,}0375\right)^2 + 2\times\left(\frac{12{,}48}{1510{,}85} - 0{,}0375\right)^2 + \left(\frac{125{,}22}{1510{,}85} - 0{,}05\right)^2 + \left(\frac{119{,}85}{1510{,}85} - 0{,}05\right)^2 + \left(\frac{79{,}43}{1510{,}85} - 0{,}05\right)^2 + \left(\frac{19{,}51}{1510{,}85} - 0{,}05\right)^2 + \left(\frac{16{,}34}{1510{,}85} - 0{,}05\right)^2 + \left(\frac{157{,}82}{1510{,}85} - 0{,}0625\right)^2 + \left(\frac{37{,}52}{1510{,}85} - 0{,}0625\right)^2 + \left(\frac{17{,}93}{1510{,}85} - 0{,}0625\right)^2 + \left(\frac{15{,}13}{1510{,}85} - 0{,}0625\right)^2 + \left(\frac{231{,}72}{1510{,}85} - 0{,}075\right)^2\Bigg] = 2{,}82$$

Deoarece în caz ideal $S'=0$, rezultă că produsul studiat S'— 2,82 mai are rezerve, adică unele funcții sînt prea scumpe.

Dacă analizăm diagrama, se observă că funcția A este mult deasupra dreptei (Δ), ceea ce înseamnă că în soluția studiată pînă acum, se cheltuiește prea mult pentru realizarea ei. Costul ridicat a lui A se datorește funcției

Mai mult decît atît funcția B influențează direct durabilitatea, mentabilitatea și fiabilitatea produsului, precum și nivelul de zgomot, încărcînd și costul acestor funcții situate și ele deasupra dreptei (Δ).

Ținînd cont de cele de mai sus, apare ideia excluderii reductorului din lanțul cinematic

al produsului şi ca urmare adoptarea unei noi soluţii constructive.

Dezavantajul folosirii reductoarelor mai rezultă şi din faptul că în general la echipamentele şi dispozitivele de sudare sînt folosite pentru antrenare motoare de turaţie ridicată (de la 5000 rot/min în sus) pentru a asigura rezerva necesară reglării continue a turaţiei pe cale electrică. Aceasta face ca, avîndu-se în vedere vitezele mici folosite în tehnologiile de sudare, reductoarele să necesite rapoarte de reducere mari, gabarite mari, şi randamente scăzute. Vechea soluţie mai are şi alte dezavantaje cum ar fi :

— forţa de avans a sîrmei este mică datorită suprafeţei de contact redusă dintre role şi sîrmă ;

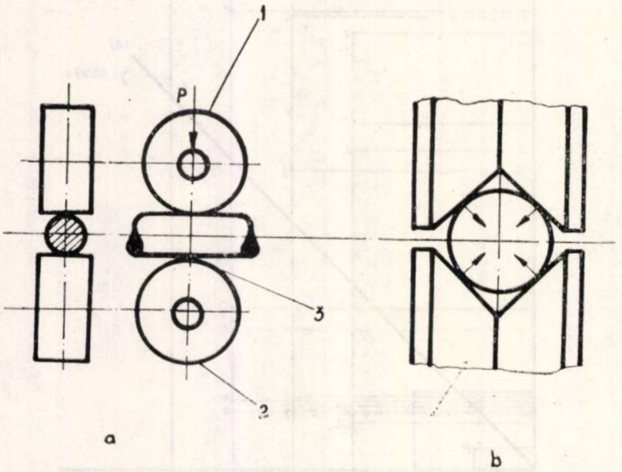


Figura 2. Contactul dintre rolă şi sîrmă în soluţia constructivă iniţială.

— o calitate slabă a avansului sîrmei. O creştere a forţei de avans se poate obţine prin creşterea corespunzătoare a forţei de apăsare a rolelor, sau prin mărirea coeficientului de frecare (role randalinate) Aceste metode deformează sîrma sau produc zgîrieturi pe suprafaţa sîrmei ecruisînd-o, scurtînd astfel viaţa celorlalte elemente ale echipamentului, cum sînt duza de contact şi cablul conducător ;

— gabarite mari, greutate mare şi o construcţie sofisticată.

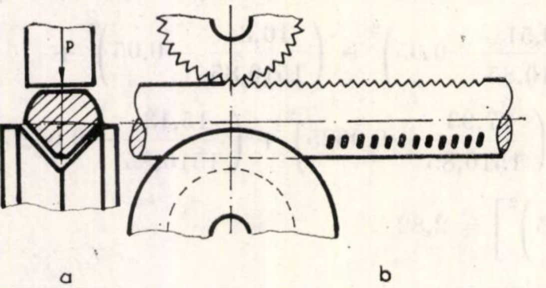


Figura 3. Deformaţiile sîrmei rezultate prin mărirea forţei de apăsare sau coeficientului de frecare.

Toate aceste dezavantaje, ca şi consultarea de prospecte ale unor firme străine care au adoptat noi soluţii în acest domeniu, au declanşat ideea îmbunătăţirii dispozitivului de avans sîrmă.

Deoarece soluţia finală este de fapt o realizare colectivă, fiecare participant aducîndu-şi aportul cu o sugestie sau idee, este interesant de urmărit calea pe care a traversat-o această soluţie, pînă la materializarea ei în final.

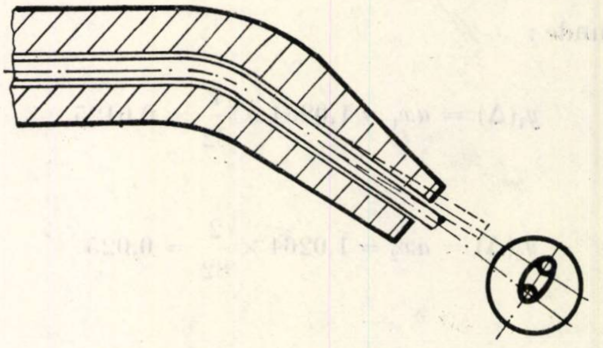


Figura 4. Uzura prematură a duzelor în cazul ecruisării sîrmei.

Pornindu-se de la ideea excluderii reductorului s-au studiat posibilităţile de a transforma mişcarea de rotaţie dată de motorul electric, într-o mişcare lineară a sîrmei.

Astfel a apărut ideea asimilării acestei probleme cu efectul produs de o piuliţă rotită şi totodată blocată axial, asupra unei tije filetate, tija filetată fiind identificată cu sîrma de sudare, iar rolul piuliţei fiind preluat de un grup de trei role aşezate pe circumferinţa sîrmei echidistant, axele lor înclinate cu un anumit unghi faţă de axa sîrmei.

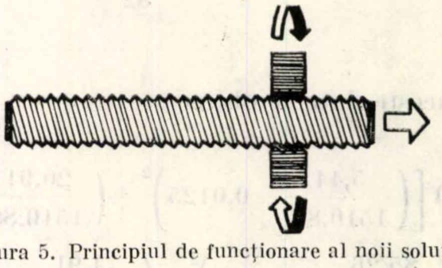


Figura 5. Principiul de funcţionare al noii soluţii.

Rolele trebuie apăsate pe sîrma care va trece printre ele cu o forţă care determină forţa de avans a acesteia. Viteza de înaintare a sîrmei este determinată de turaţia grupului de role şi de unghiul de înclinare al acestora faţă de axa sîrmei. Rolele vor descrie pe suprafaţa sîrmei trei elice paralele, asemănător spirelor unui filet cu trei începuturi.

S-a pus poblema apariţiei unei forţe tangenţiale cu efect de torsiune asupra sîrmei de sudare, efect nedorit. Pentru a fi contracarat acest efect s-a propus utilizarea a două grupuri de role care se rotesc în sensuri contrare, efectele de torsiune contrare, pe ansamblu anulîndu-se (similar cu filet stînga-dreapta). Ca rezultat al acestor discuţii a apărut prima soluţie a dispozitivului de avans sîrmă. Acest dispozitiv a fost conceput similar unui sistem diferenţial cu roţi conice.

Experimentînd prototipul s-a constatat că efectul de torsiune este neglijabil (s-a blocat mişcarea unui grup de role, dispozitivul funcţionînd cu un singur grup) drept care s-a renunţat la soluţia aceasta, rămînînd în competiţie soluţia cu un singur grup de role.

În această soluţie dispozitivul nu răspunde funcţiei **,,îndreaptă sîrma''**. Pentru a satisface şi această funcţie, s-a ajuns la o nouă soluţie similară cu cea folosită la laminarea ţevilor. Soluţia finală fiind în prezent înregistrată în vederea brevetării, nu se poate descrie în prezenta lucrare.

Noul produs cuprinde aşadar motorul de antrenare şi calat pe acul acestuia dispozitivul rotativ de avans sîrmă. În jurul dispozitivului rotativ s-a construit o carcasă care se fixează prin intermediul unei tălpi de un cadru portabil. Studiind din punct de vedere al analizei valorii această nouă soluţie, se observă că în nomenclatorul de funcţii intervine o modificare şi anume:

– funcţia auxiliară B: **,,reduce turaţia motorului''** apare funcţia auxiliară (tot pe poziţia B): **''asigură introducerea sîrmei axial''**

Parcurgîndu-se aceleaşi etape ca şi în cazul vechii soluţii, se ajunge la următoarele rezultate:

ecuaţia dreptei: $y = 1{,}0567\ x$;

preţul produsului: 950,58 lei;

reprezentarea grafică a funcţiilor şi a dreptei de proporţionalitate medie;

estimatorul $S' = 3{,}9$;

costurile funcţiilor.

Se observă că în noua soluţie S' este mare, ceea ce ne spune că soluţia mai are rezerve şi că ar fi oportună o nouă analiză a valorii la această soluţie.

Dacă însă se analizează diagrama produsului în noua lui concepţie, se poate observa că funcţiile de deasupra dreptei (Δ) în acest caz, sînt mult mai aproape de dreaptă comparativ cu poziţia lor în vechea soluţie, iar funcţiile de sub dreaptă sînt la distanţe relativ mari faţă de aceasta, ceea ce ne indică un cost strîns dat funcţiilor pe de o parte, iar pe de alta, explică valoarea mare a lui S'.

Dacă se face o diferenţă între cele două costuri:

Eficienţă/produs = 1510,85 − 950,58 = 560,27 lei.

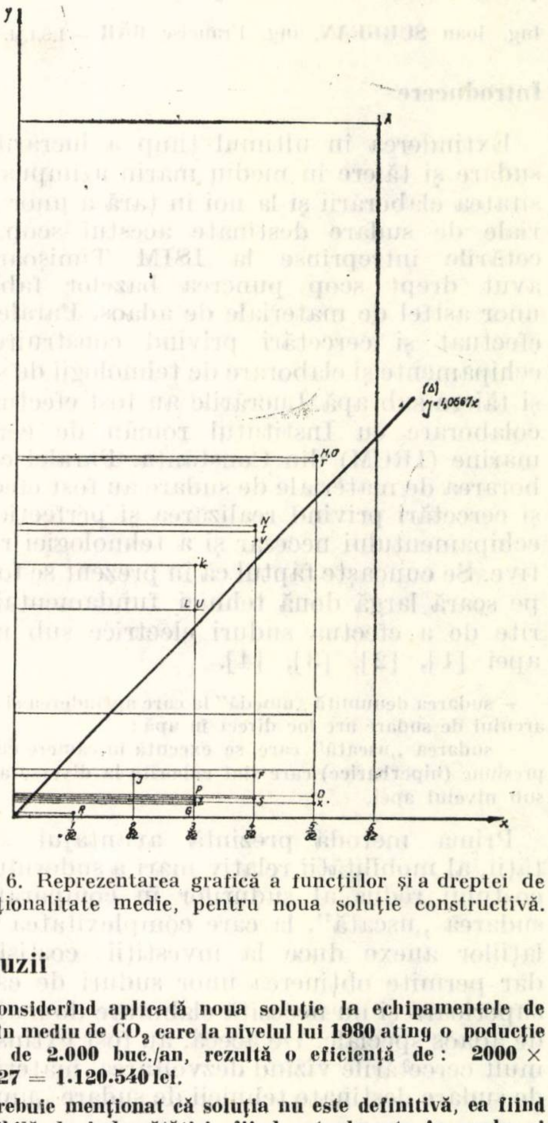


Figura 6. Reprezentarea grafică a funcţiilor şi a dreptei de proporţionalitate medie, pentru noua soluţie constructivă.

Concluzii

● **Considerînd aplicată noua soluţie la echipamentele de sudare în mediu de CO_2 care la nivelul lui 1980 ating o poducţie internă de 2.000 buc./an, rezultă o eficienţă de: 2000 × × 560,27 = 1.120.540 lei.**

● **Trebuie menţionat că soluţia nu este definitivă, ea fiind susceptibilă de îmbunătăţiri, fiind actualmente în probe şi încercări, ideia pretinzîndu-se la diversificarea în domeniul echipamentelor de sudare.**

Tabelul 5

Costul funcţiilor produsului în noua soluţie constructivă

Funcţia	A	C	D	E	F	G	I	J	K	L	M	N
Costul în lei	182,744	26,906	5,781	11,786	10,315	3,876	74,643	9,959	65,7	53,93	94,452	75,56

Funcţia	O	P	R	S	T	U	V	Z	X
	94,452	5,159	0,181	6,351	93,593	53,755	71,669	4,574	4,169

CZ : 621.791.742

Cercetări privind elaborarea electrozilor de sudare și tăiere sub apă

Ing. Ioan SURGEAN, ing. Francisc BÄR — I.S.I.M. – Timișoara

Introducere

Extinderea în ultimul timp a lucrărilor de sudare și tăiere în mediu marin a impus necesitatea elaborării și la noi în țară a unor materiale de sudare destinate acestui scop. Cercetările întreprinse la ISIM Timișoara au avut drept scop punerea bazelor fabricării unor astfel de materiale de adaos. Paralel s-au efectuat și cercetări privind construirea de echipamente și elaborare de tehnologii de sudare și tăiere sub apă. Lucrările au fost efectuate în colaborare cu Institutul român de cercetări marine (IRCM) din Constanța. Paralel cu elaborarea de materiale de sudare au fost efectuate și cercetări privind realizarea și perfecționarea echipamentului necesar și a tehnologiei respective. Se cunoaște faptul că în prezent se folosesc pe scară largă două tehnici fundamental diferite de a efectua suduri electrice sub nivelul apei [1], [2], [3], [4].

— sudarea denumită ,,umedă'' la care aprinderea și arderea arcului de sudare are loc direct în apă ;
— sudarea ,,uscată'' care se execută în camere cu suprapresiune (hiperbarice) care sînt coborîte la diverse adîncimi sub nivelul apei.

Prima metodă prezintă avantajul simplității, al mobilității relativ mari a sudorului și al costului redus al sudurilor în comparație cu sudarea ,,uscată'', la care complexitatea instalațiilor anexe duce la investiții costisitoare, dar permite obținerea unor suduri de calitate superioară și nu necesită elaborare de materiale de adaos speciale. De aceea, au fost extinse mai mult cercetările vizînd dezvoltarea materialelor de sudare destinate tehnicii de sudare ,,umedă''.

Desfășurarea cercetărilor [5], [6], [7], [8]. [9], [10],

Electrozii care se folosesc azi pe plan mondial la lucrările de sudare sub apă sînt constituiți dintr-un miez de oțel, un înveliș mineral și o peliculă hidroizolantă formînd o fază separată de învelișul mineral. Cercetările de elaborare la ISIM a electrozilor destinați sudării sub apă au urmărit același principiu.

În faza experimentală de laborator au fost efectuate cercetări pentru obținerea unei pelicule hidroizolante adecvate scopului urmărit, corelat cu experimentarea și elaborarea unor rețete pentru învelișul mineral. Aceste lucrări au vizat realizarea pe scară de laborator a unor variante atît a electrozilor pentru sudare de Ø = 4 mm, cît și a electrozilor pentru tăiere sub apă. Pentru electrozii de tăiere sub apă au fost folosite țevi din oțel cu Ø = 6...8 mm cu diferite diametre ale orificiilor. Din cercetările efectuate asupra acestor electrozi a rezultat că pentru ridicarea eficienței lucrării este necesar a se utiliza țevi cu orificiul de Ø 3 mm care în prezent trebuie importate.

Din variantele de electrozi pentru sudare sub apă care au dat rezultate mai bune, au fost elaborați electrozi în fază semi industrială adaptîndu-se rețete de înveliș și tehnologii de fabricare la condițiile impuse de utilajele respective.

În ceea ce privește învelișul mineral al electrozilor experimentali, pînă în etapa actuală a fost dezvoltată o variantă pe bază de rutil, datorită condițiilor favorabile de ionizare pe care electrozii de acest tip le exercită în spațiul arcului cît și a stabilității și a transferului în condițiile de sudare sub apă. S-a avut în vedere și lipsa de experiență a sudorilor folosiți pentru încercările respective. Se știe că la sudare electrozii rutilici dezvoltă în metalul despus un conținut de hidrogen mai mare decît electrozii bazici ; aceștia din urmă nu corespund scopului datorită sensibilității lor mari la umezeală.

În privința lacului hidroizolant, acesta a fost experimentat atît prin dozarea sa în înveliș cît și prin acoperire cu o peliculă de 0,1 — 0,2 mm a suprafeței de contact cu apa. Lacul ales în final formează, prin polimerizare la o temperatură relativ scăzută, o peliculă continuă avînd o rezistență mecanică bună și permeabilitate perfectă la un contact mai îndelungat cu apa.

Elaborarea electrozilor la scară de laborator s-a făcut la ISIM, iar pentru verificarea tehnologiei la scară semiindustrială s-a recurs la o colaborare cu întreprinderea ,,Industria sîrmei'' din Cîmpia Turzii.

Rezultatele obținute

Pentru verificarea influenței peliculei hidroizolante au fost efectuate încercări de comportare la sudare urmărindu-se comparativ următorii parametri : amorsarea și reamorsarea arcului, stabilitatea arcului, aspectul cusăturii, desprinderea zgurii și tendința de formare a porilor.

Încercările nu au evidențiat o influență semnificativă asupra calității metalului depus. Ca urmare a acestor încercări s-a ales varianta optimă (SA 4). Compoziția chimică a metalului depus și valorile caracteristicilor mecanice obținute sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Compoziţia chimică şi caracteristicile mecanice ale metalului depus prin sudare în aer, folosind electrozii experimentali elaboraţi.

Metal depus cu electrod	Compoziţie chimică %				
	C	Mn	Si	S	P
	0,09	0,58	0,29	0,021	0,018

Metal depus cu electrod experimental	Încercarea la tracţiune				Energia de rupere KV la 0°C I			
	$R_{0,2}$	R	A	Z				
	N/mm²		%		Valori individuale			Val. medii
SA 1	496	543	25	56,5	43,0	62,0	50,0	51,8
SA 4	534	592	24	57,8	42,0	43,5	38,0	41,2

Pentru a verifica comportarea electrozilor elaboraţi la sudare sub apă s-au efectuat suduri experimentale şi în acest domeniu. În prima fază s-a folosit o cameră de sudare subacustică de mărimi reduse construită la ISIM Timişoara. În acest caz coloana de apă care acoperea cusătura a fost de circa 80 cm. În faza a doua s-au efectuat suduri în mediu marin (portul Tomis din Constanţa). S-a constatat că în ciuda antrenamentului efectuat în vederea scufundării, un sudor profesionist nu a fost capabil să realizeze suduri de calitate din cauza deficienţelor în menţinerea echilibrului şi a reglării respiraţiei. În schimb sudurile efectuate de un scafandru profesionist fără o pregătire specială de sudor au fost de calitate mai bună.

În aceste condiţii s-a obţinut, la metalul depus sub apă, o rezistenţă la tracţiune de 442 N/mm², iar valorile obţinute pentru energia de rupere KV la 0°C au fost situate sub 28 J.

Au fost studiate de asemenea proprietăţile mecanice ale îmbinărilor sudate cap la cap din table de 8 şi 14 mm din oţel OL 37-2k respectiv oţel 09 G-2. În acest caz rezistenţa de rupere la tracţiune a îmbinării a fost de 400 N/mm² în cazul tablelor din oţel moale şi 498 N/mm² în cazul tablelor din oţel slab aliat.

Aceste valori sînt în concordanţă cu datele din literatura de specialitate care indică o scădere a însuşirilor de rezistenţă la 80% şi a proprietăţilor plastice la 30% din valorile respective obţinute la sudare în aer [1], [2], [7], [8].

Conţinutul de hidrogen difuzibil din metalul depus la sudare sub apă a variat între 77 şi 90 cm³/100 g MD. Aceste valori sînt de circa 3 ori mai mari decît conţinuturile determinate la sudare în aer şi rezultatele obţinute confirmă influenţa hotărîtoare a mediului, care determină creşterea pronunţată a presiunii parţiale a hidrogenului. Această presiune creşte mult datorită disocierii termice a moleculelor de apă pe de o parte şi a presiunii exercitate de însăşi coloana de lichid pe de altă parte. Valori similare se regăsesc şi în literatură [1], [2], [8].

Macrostructura unor îmbinări executate în *T* relevă forma pronunţat convexă a profilului cusăturii (figura 1). La sudare în aer cu electrozii rutilici se obţine o formă concavă a secţiunii cusăturii.

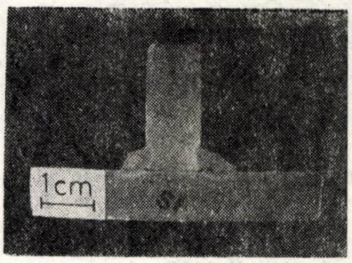


Fig 1 Macrostructura îmbinării în *T* (atac Nital 10%, 1×)

Microstructurile zonelor caracteristice sînt prezentate în figurile 2, 3 4 şi 5. Metalul de bază prezintă obişnuita structură ferito-perlitică (figura 2).

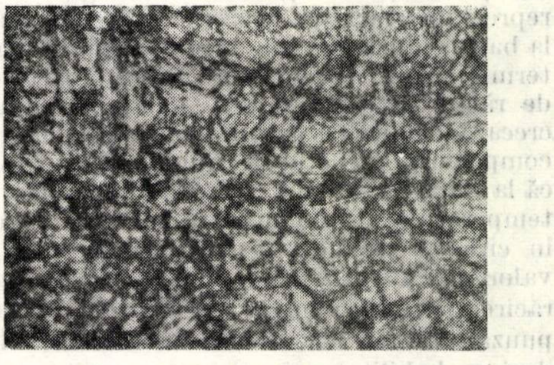


Fig. 2. Microstructura metalului de bază (atac Nital 2%, 100×)

În apropierea liniei de fuziune se observă structura bazaltică de turnare cu grăunţi alungiţi în direcţia fluxului termic (figura 3). Structura metalului depus indică o structură bainitică (figura 4). Acest component apare evident la o mărire de 5000x (figura 5).

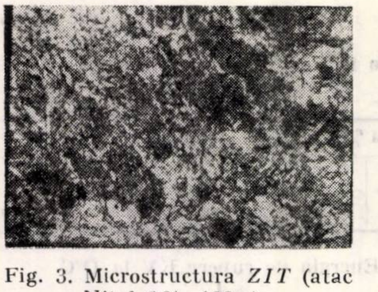


Fig. 3. Microstructura ZIT (atac Nital 2%, 100 x).

Fig. 4. Microstructura metalului depus (atac Nital 2%, 100 x)

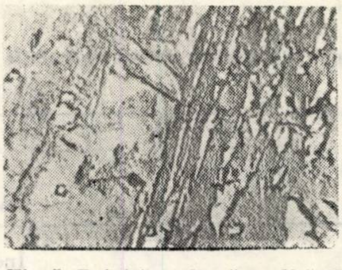


Fig. 5. Bainită pe lîngă perlită și ferită în metalul depus (atac Nital 2 %, 5000 x).

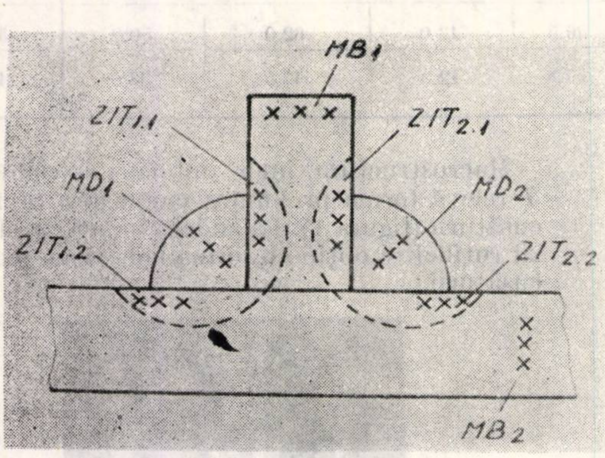


Fig. 6. Determinarea durității în zonele caracteristice ale îmbinării în T.

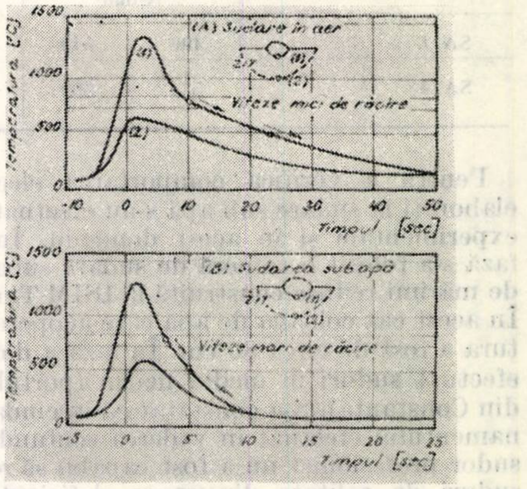


Fig. 7. Ciclurile termice la sudarea în aer și în apă la baza cordonului și la limita zonei influențate termic [11]

Valorile durității HV5 determinate în zonele caracteristice ale îmbinării în T (conform figurii 6) sînt situate sub 300 HV.

Modificarea structurii și a caracteristicilor mecanice ale metalului depus la sudarea sub apă se explică dacă se compară alura curbelor care reprezintă ciclurile termice la sudare în aer și în apă. Diagramele din figura 7 [11] reprezintă variația teoretică a temperaturii la baza sudurii (curbele 1) și în zona influențată termic, (ZIT) (curbele 2). Viteza foarte mare de răcire în cazul sudurii în apă (figura 7B) creează condiții favorabile pentru apariția unor componenți structurali fragili. S-a constatat că la sudarea sub apă răcirea băii metalice de la temperatura de solidificare la 100°C are loc în circa 5 secunde. Aceasta corespunde unei valori de 10—15 ori mai mare ca viteza de răcire la sudarea în aer, la care răcirea corespunzătoare are loc în circa 60 secunde. Există deci probabilitatea foarte mare pentru producerea unor structuri fragile [12], [13], [14].

Concluzii

Ca urmare a cercetărilor efectuate la ISIM au fost elaborați pentru prima dată electrozi de sudare și tăiere sb apă, în vederea extinderii acestor tehnologii.

Electrozii elaborați în etapa actuală sînt de tip rutilic iar caracteristicile mecanice obținute se situează la nivelul unor electrozi de același tip din străinătate. Studiile continuă în vederea elaborării și altor tipuri de electrozi de sudare și tăiere.

Avînd în vedere că rezultatele încercărilor noilor materiale de sudare depind foarte mult de îndeminarea și rutina sudorului, este necesar ca lucrările respective să fie executate de personal calificat în acest scop.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bodger, J.F.* : Lo sviluppo tecnico della saldatura sub acques : rassegna della lotteratura. In : RIVISTA ITALIANA DELLA SALDATURA, 1972, 1, p. 22—29.

[2] *Levin, M.L. și colab.* : Welding Underwater. In : METAL CONSTRUCTION AND BRITISH WELDING JOURNAL, 1972, 5, p. 167.

[3] *Stepath, M.D.* : Underwater Welding and Cutting Yields Slowly to Research — Welding Engineer, 1973, 4, p. 30—38.

[4] *Madatov, N.M. și colab.*: Skorostnaia renghenokinosiemka svarocini dughi pod vodoi. In : SVAROCINOE PROIZVODSTVO, 1965, 9, p. 37.

[5] *Madatov, N.M.* : O svoistvah paragazovoga puzirie vokrug dughi pri svarke pod vodoi. In : AVTOMATICESKAIA SVARKA, 1965, 12. p. 25—29.

[6] *Avilov, T.I.* : Electrodî dlia svarki i rezki stali pod vodoi. In : SVAROCINOE PROIZVODSTVO, 1955, 6, p. 9—10.

[7] *Kermabon, R. și colab.* : Le soudage à l'arc sous l'eau — În : SOUDAGE ET TECHNIQUE CONNEXES. 1962, 5/6, p. 179—192.

[8] *Silva, E.A. și colab.* : Shieded Metal — Arc Welding Underwater with Iron Powder Electrods. In : WELDING JOURNAL, 1971, 6, p. 406—415.

[9] *Beker, G.*: Elektroden für das UW-Schweissen. In: SCHWEISSTECHNIK (RDG), 1968, 12, p. 547.
[10] *Schaeffer, R. şi colab.*: Unterwesersahneiden und Unterwasserschweissen. Fertigungaverfahren für die Meerestechnik In: SCHWEISSEN UND SCHNEIDEN, 1972, 9, p. 349–353
[11] *Brown, R.T. şi colab.*: Fundamental Research on Underwater Welding. In: WELDING JOURNAL, 1975, 6, p. 178s—179s.
[12] *Madalov, N.M.*: Vîbor prisadovinoi provoloki dlia podnoi poluavtomaticeskoi svarki. In: SVAROCINOI PROIZVODSTVO, 1970, 10, p. 37—39.
[13] *Kirklei, D.W. şi colab.*: Underwater Repair and Construction Using Advance Wet Welding Techniques. Symposium on Ocean Engeneering. Paper 12 – The Royal Institution of Naval Architects, 1974.
[14] *Surgean, I.*: Electrozi, fluxuri şi sîrme pentru sudare. Editura Facla Timişoara, 1976.

CZ: 539.4:620.1

Un criteriu pentru evaluarea rezistenţei materialelor la solicitări variabile complexe (deterministe şi aleatoare)

Ing. Dragoş CIOCLOV — I.S.I.M.– Timişoara

Introducere

Progresele tehnice din domeniul construcţiilor mecanice sînt marcate printr-o creştere continuă a performanţelor funcţionale, a gradului de siguranţă şi a caracteristicilor economice, în condiţiile unei exploatări tot mai severe.

Majoritatea studiilor experimentale asupra rezistenţei materialelor la solicitări repetate au fost efectuate în condiţiile unor solicitări cu amplitudini de tensiune constante în vederea determinării curbelor de durabilitate (curbele Wöhler). Dar, în condiţiile reale din exploatare, nivelul solicitărilor repetate variază în general, de la un ciclu la altul. Necesitatea rezolvării problemei predicţiei durabilităţii materialelor şi în aceste cazuri, a condus la formularea unei ipoteze generale, potrivit căreia fiecărui ciclu de solicitare îi corespunde o degradare ireversibilă a materialului care se cumulează în decursul solicitării. Corespunzător sensului care se atribuie noţiunii de degradare prin solicitări repetate, se definesc şi parametrii care o caracterizează. O evaluare cantitativă a degradării implică formularea unor criterii care stabilesc modul de variaţie şi valorile limită corespunzătoare parametrilor de degradare.

Consideraţii teoretice

În general, un criteriu de degradare cumulativă a metalelor prin solicitări repetate, poate fi exprimat printr-o funcţie de degradare φ care realizează corespondenţa între parametrul de degradare D_i şi parametrii care caracterizează solicitarea: amplitudinea de tensiune σ_i, tensiunea medie σ_m, numărul de cicluri de solicitare n_i (figura 1a) şi alţi parametri ν_1, $\nu_2 \ldots$ care exprimă dependenţa de frecvenţa solicitării, temperatura mediului etc. Deci:

$$D_i = \varphi(\sigma_i, \sigma_m, n_i, \nu_1, \nu_2, \ldots) \qquad (1)$$

În continuare se va considera cazul solicitărilor repetate staţionare (σ_m= constant), cu frecvenţă constantă, în condiţii de mediu invariante. Adică

$$D_i = \varphi(\sigma_i, n_i) \qquad (2)$$

O funcţie de degradare trebuie să îndeplinească condiţiile necesare la limită: $\varphi = 0$

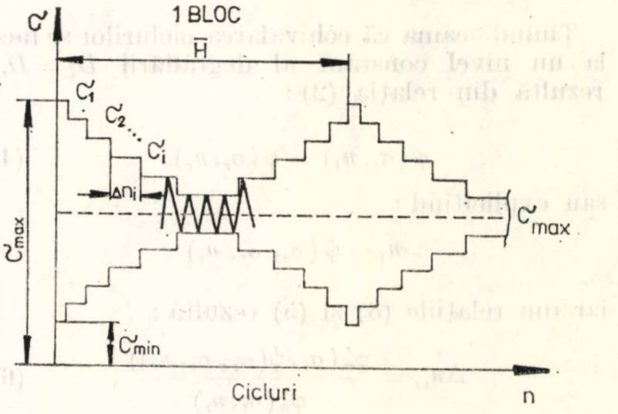


Fig. 1.a. Bloc de solicitare în trepte.

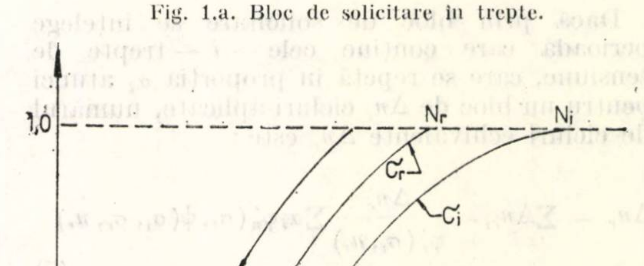


Fig. 1b. Schema variaţiei funcţiei de degradare.

pentru starea nedegradată cînd $n_i = 0$ şi $\varphi = 1$ pentru cazul cînd survine ruperea adică $n_i = N_i$. În figura 1b se ilustrează schematic variaţia degradării în raport cu numărul de cicluri pentru diferite nivele ale amplitudinii tensiunii.

Pentru un nivel constant al amplitudinilor de tensiune, mai mare decît limita iniţială de oboseală, viteza medie de variaţie a degradării pe durata a n_i cicluri de solicitare este :

$$\frac{\Delta D_i}{\Delta n_i} \cong \varphi'_n(\sigma_i, n_i) \tag{3}$$

Dacă solicitarea variabilă în timp conţine amplitudini de tensiune cu o variaţie discontinuă între i nivele ($i = 1, 2 \ldots$), atunci din condiţia egalităţii variaţiei degradării se poate reduce solicitarea cu amplitudini variabile la o solicitare cu amplitudini constantă. Fie deci r, nivelul de referinţă la care se face reducerea ; pentru Δn_i cicluri de solicitare la nivelul σ_i, corespund — din condiţia egalităţii variaţiei degradării Δn_{ri} cicluri echivalente la nivelul de referinţă — r (figura 1b). Avem din relaţia (2') :

$$\varphi'_n(\sigma_i, n_i)\, \Delta n_i = \varphi'_n(\sigma_r, n_j)\, \Delta n_{ri}$$

Ţinînd seama că echivalarea ciclurilor se face la un nivel constant al degradării $D_i = D_r$, rezultă din relaţia (2) :

$$\varphi(\sigma_i, n_i) = \varphi(\sigma_r, n_r) \tag{4}$$

sau explicitind :

$$n_i = \psi(\sigma_i, \sigma_r, n_r) \tag{5}$$

iar din relaţiile (3) şi (5) rezultă :

$$\Delta n_{ri} = \frac{\varphi'_n(\sigma_i, \psi(\sigma_i, \sigma_r, n_r))}{\varphi'_n(\sigma_r, n_r)} \tag{6}$$

Dacă prin bloc de solicitare se înţelege perioada care conţine cele — i — trepte de tensiune, care se repetă în proporţia α_i atunci pentru un bloc de Δn_c cicluri aplicate, numărul de cicluri echivalente Δn_r este :

$$\Delta n_r = \sum_i \Delta n_{ri} = \frac{\Delta n_c}{\varphi'_r(\sigma_r, n_r)} \sum_i \alpha_i \varphi'_n(\sigma_i, \psi(\sigma_i, \sigma_r, n_r) \tag{7}$$

unde s-a ţinut seama că :

$$\Delta n_i = \alpha_i\, \Delta n_c \tag{8}$$

Relaţia (7) se mai poate scrie :

$$\Delta n_c = \varphi'_n(\sigma_r, n_r) \left[\sum_i \alpha_i\, \varphi'_r(\sigma_i, \Psi(\sigma_i, \sigma_r, n_r)) \right]^{-1} \Delta n_r \tag{9}$$

Trecînd de la diferenţe la diferenţiale şi integrînd la nivelul de referinţă — r — rezultă numărul de cicluri pînă la rupere N_v la solicitarea cu amplitudini cu variaţie periodică discontinuă în blocuri repetate :

$$N_v = \int_0^{N_r} \left[\sum_i \alpha_i\, \varphi'_n(\sigma_i, \Psi(\sigma_i, \sigma_r, n_r)) \right]^{-1} \varphi'_n(\sigma_r, n_r)\, dn_r \tag{10}$$

În cazul cînd solicitarea este caracterizată printr-o variaţie continuă a amplitudinilor între σ_{min} şi σ_{max}, în blocuri repetate de Δn_c cicluri cu frecvenţa cumulată a amplitudinilor intr-un bloc :

$$n = H(\sigma) \tag{11}$$

atunci din relaţiile (6) (8) şi (11) rezultă :

$$N_v = \Delta n_c \int_0^{N_r} \left[\int_{\sigma_{min}}^{\sigma_{max}} \varphi'(\sigma, \Psi(\sigma, \sigma_r, n_r))\, H'(\sigma)\, d\sigma \right]^{-1} \tag{12}$$

Pentru aplicaţii numerice concrete, în relaţia (12) se impune explicitarea analitică a funcţiei de degradare φ (0 ; n_i). Din considerente fizice evidenţiate de rezultatele experimentale privind influenţa presolicitării asupra limitei de oboseală [1] ca şi cele privind propagarea fisurilor sub acţiunea solicitărilor repetate [6], rezultă că funcţia (σ_i ; n_i) are o formă neliniară în variabila n ; funcţii φ — liniare în n conduc la criteriul Palmgren-Mîner. O formă neliniară simplă a funcţiei φ (σ_i ; n_i) care poate fi luată în considerare în baza evidenţei rezultatelor experimentale este :

$$\varphi = C\, n_i^{\beta(\sigma_i)} \tag{13}$$

Explicitind condiţiile limită asociate relaţiei (2) rezultă că pentru un nivel σ_i constant al amplitudinii de solicitare, căreia îi corespunde durabilitatea N_i, funcţia de degradare φ are forma :

$$\varphi = \left(\frac{n_i}{N_i} \right)^{\beta(\sigma_i)} \tag{14}$$

Într-o lucrare anterioară [1] pe baza analizei rezultatelor experimentale privind diminuarea limitei de oboseală (sau a rezistenţei la solicitări repetate după un număr mare de cicluri) în urma unei presolicitări cu un număr n_i de cicluri la nivelul σ_i, s-a arătat că :

$$\beta(\sigma_i) \sim \frac{1}{\lg \sigma_i^*} \tag{15}$$

unde $\sigma_i^* = \sigma_i / \sigma_d$ cu σ_d limita de oboseală a materialului nedegradat. În aceste circumstanţe

funcţia de degradare are forma :

$$\varphi = \left(\frac{n_i}{N_i}\right)^{k / lg\, \sigma_i^*} \quad (16)$$

Această formă a funcţiei de degradare a fost aplicată cu succes la predicţia durabilităţii în cazul solicitărilor repetate cu amplitudini de solicitare la două nivele diferite. În continuare se va extinde aplicarea funcţiei de degradare de forma (16) şi la tipuri de solicitări la care amplitudinea variază complex, determinist sau aleator. Pentru aceasta se introduce expresia analitică (16) în relaţiile generale calcul a durabilităţii în cazul solicitărilor cu amplitudini discontinu variabile (relaţia 10) respectiv în cazul amplitudinilor cu variaţie continuă (relaţia 12). Făcînd pentru convenienţă schimbarea de variabilă se obţine :

$$Z = n_r/N_r$$

$$N_v = \frac{1}{\lg\, \sigma_r^*}\int_0^1 \left[\sum_i \frac{\alpha_i}{N_i \lg\, \sigma_i^*} \cdot Z^{\left(1 - lg\, \sigma_i^* / lg\, \sigma_i^*\right)}\right]^{-1} dz \quad (17)$$

şi

$$N_v = \frac{\Delta n_c}{lg\, \sigma_r^*}\int_0^1 \left[\int_{\sigma_{min}^*}^{\sigma_{max}^*} \frac{H'\,(\sigma^*)}{N(\sigma)\, lg\, \sigma^*}\, Z^{(1 - lg\, \sigma^*/lg\, \sigma_r^*)}\, d\sigma^*\right]^{-1} dz \quad (18)$$

Din relaţiile (17) şi (18) rezultă că pentru determinarea durabilităţii este suficientă cunoaşterea curbei de durabilitate a materialului nedegradat, şi parametrii care caracterizează solicitarea : σ_i şi α_i pentru cazul amplitudinilor cu variaţie discontinuă şi respectiv Δn_c şi $H\,(\sigma^*)$ pentru cazul amplitudinilor cu variaţie continuă.

Dacă amplitudinile $\{\sigma^*\}$ care apar într-o solicitare au o variaţie aleatoare cu probabilitatea cumulată $\widetilde{P}\,(\sigma^*)$* definită pe intervalul $(\sigma_{min}^*, \sigma_{max}^*)$:

$$\widetilde{P}(\sigma^*) = Prob[\sigma^*(t) \geqslant \sigma^*] = \int_{\sigma^*}^{\sigma_{max}^*} p\,(\sigma^*)\, d\sigma^* \quad (19)$$

unde : $p(\sigma^*)$ este funcţia densităţii de probabilitate, atunci, într-o înregistrare de Δn_c cicluri — suficient de mare — numărul de cicluri pentru care intensitatea solicitării este egală sau mai mare decît o valoare σ^* este :

$$H(\sigma^*) = \Delta n_c \widetilde{P}(\sigma^*) = \Delta n_c \int_{\sigma^*}^{\sigma_{max}^*} p\,(\sigma^*)\, d\sigma^* \quad (20)$$

Se poate identifica înregistrarea de Δn_c cicluri cu un bloc de solicitare astfel că ţinînd seama de (20) rezultă din (18) numărul de cicluri pînă la rupere la o solicitare cu amplitudini cu variaţie aleatoare.

$$N_v = \frac{1}{lg\, \sigma_r^*}\int_0^1 \left[\int_{\sigma_{min}^*}^{\sigma_{max}^*} \frac{p\,(\sigma^*)}{N\, lg\, \sigma^*}\, Z^{(1 - lg\, \sigma^*/lg\, \sigma_r^*}\, d\sigma^*\right]^{-1} dz \quad (21)$$

În cazul cînd variaţia aleatoare a amplitudinii este schematizată în trepte σ_i ($i = 1, 2 \ldots$ q), fiecărei trepte corespunzîndu-i probabilitatea de apariţie p_i, atunci durabilitatea este dată de relaţia (17) în care $\alpha_i = p_i$

Confruntări cu rezultatele experimentale

Corten şi Dolan [2] şi Vandîşev [3] au efectuat ample studii experimentale în condiţiile solicitărilor de încovoiere rotativă

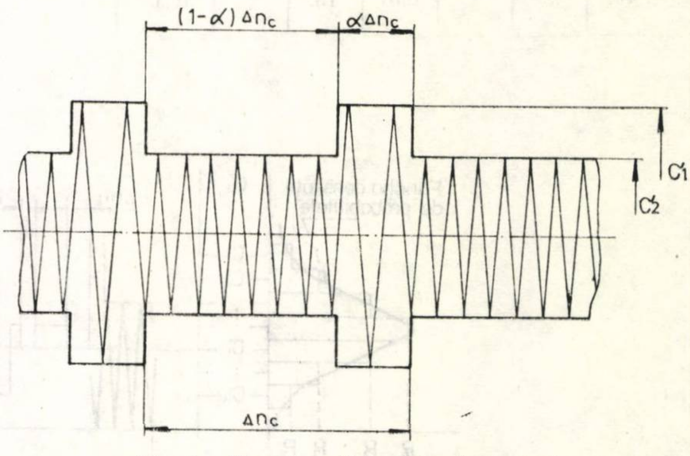


Fig. 2a. Bloc de solicitare în două trepte.

cu amplitudini de tensiune cu variaţie discontinuă în două trepte conform schemei din figura 2a. Parametrii programului de solicitare aplicat în încercări sînt indicaţi în tabelul 1.

Încercările prezentate în studiul [2] s-au efectuat pe un oţel carbon pentru sîrme, în stare de livrare, iar cele prezentate în studiul [3] pe un oţel carbon marca 45 după GOST (0,47 %C) în stare normalizată. Numărul suficient de mare al încercărilor a permis evaluări cu consistenţă statistică.

Pentru programele de încercări indicate în tabelul 1 s-au calculat durabilităţile conform criteriului propus — relaţia (17) — utilizîndu-se metoda de cuadratură a lui Gauss cu 5 noduri.

* S-a utilizat notaţia $\widetilde{P}(\sigma^*)$ pentru a se deosebi de accepţiunea uzuală în teoria probabilităţilor :

$$P\,(\sigma^*) = Prob\,[\sigma^*(t) < \sigma^*] = 1 - \widetilde{P}(\sigma^*) = \int_{\sigma_{min}^*}^{\sigma^*} p\,(\sigma^*)\, d\sigma^*$$

Tabelul 1

Corten şi Dolan (2)				Vandisev (3)			
Nr. crt	σ_1 daN/mm	σ_2 daN/mm	α_1	Nr. crt.	σ_1 daN/mm²	σ_2 daN/mm²	α_2
1.			0,40	1		50,00	
2.			0,10	2.		42,75	
3.	67,5	46,4	0,04	3.		37,00	0,01
4.			0,01	4.		31,40	
5.			0,0047	5.	57,00	28,80	
6.			0,40	6.		50,00	
7.	67,5	53,5	0,10	7.		42,75	0,001
8.			0,04	8.		37,00	
9.			0,01	9.		31,40	
10.			0,40	10.		18,80	
11.	53,5	46,4	0,10	11.		37,00	0,01
12.	53,5	46,4	0,04	12.		31,40	
13.			0,10	13.	42,75	28,80	
14.	60,5	53,5	0,04	14.		37,00	0,001
15.			0,01	15.		31,4	

Compararea predicţiei teoretice obţinute – pentru un nivel al probabilităţii de rupere de 50 % – cu rezultatele experimentale reprezentate prin suma raportului ciclurilor n_i/N_i este ilustrată în figura 3.

Se observă că rezultatele experimentale analizate se dispun în figura 3 de-a lungul dreptei egal înclinate faţă de axele de coordonate, dreaptă care corespunde criteriului propus, evidenţiind astfel că în general $n_i/N_i < 1$. Această evidenţă invalidează criteriul Palmgren-Langer-Miner (PLM) – larg utilizat în practica constructivă – după care $n_i/N_i = 1$, ceea ce ar implica convergenţa punctelor experimentale în figura 3 către punctul de coordonate (1,1). Apare deci că estimaţia oferită de predicţia *PLM* supraevaluează considerabil durabilităţile. Se remarcă de asemenea că abaterea predicţiei *PLM* faţă de experienţă este cu atît mai accentuată cu cît parametrul α este mai mic. Această tendinţă este corect cuprinsă de criteriul de degradare propus.

Pentru cazul solicitărilor cu caracter aleator, au fost analizate rezultatele obţinute de Freudenthal şi Heller [4] cu un oţel SAE 4240 (0,38 – 0,43 %C) solicitat la încovoiere rotativă cu amplitudini care variază în trepte, succesiunea treptelor fiind aleatoare (figura 2b). Numărul de cicluri aplicat la fiecare treaptă a corespuns aproximării în patru trepte a unui spectru de solicitare exponenţial de bandă îngustă cu funcţia de repartiţie :

$$\widetilde{P}\,[\sigma^*(t) > \sigma^*] = e^{-h\sigma^*} \qquad (22)$$

În tabelul 2 se indică valorile parametrului h pentru programele de încercare analizate şi frecvenţa statistică a ciclurilor aplicate la cele patru trepte de tensiune, σ_i^*. Compararea acestor rezultate experimentale cu predicţie teoretică după criteriul propus şi criteriul *PLM* este ilustrată în figura 3. Şi în acest caz rezul-

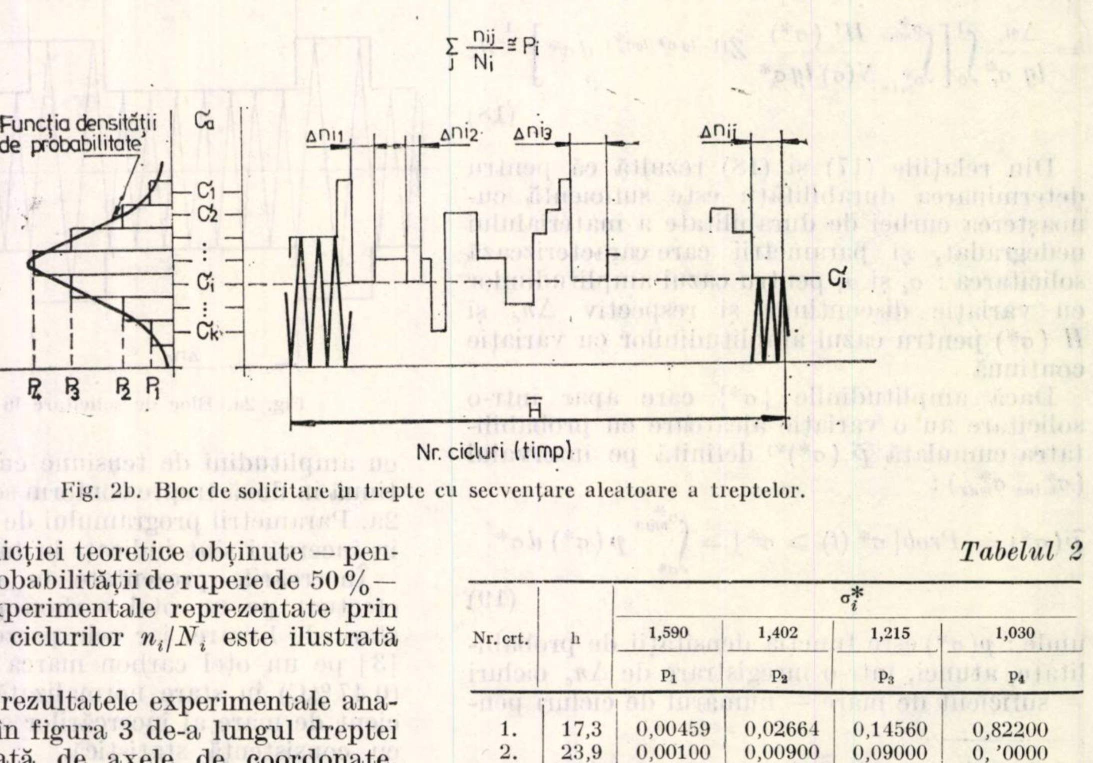


Fig. 2b. Bloc de solicitare în trepte cu secvenţare aleatoare a treptelor.

Tabelul 2

Nr. crt.	h	σ_i^* 1,590	1,402	1,215	1,030
		p_1	p_2	p_3	p_4
1.	17,3	0,00459	0,02664	0,14560	0,82200
2.	23,9	0,00100	0,00900	0,09000	0, '0000
3.	34,3	0,00003	0,00097	0,03060	0,96840

tatele experimentale nu converg către punctul de coordonate (1,1) așa cum implică criteriul *PLM* evidențiind că $n_i/N_i < 1$. Predicția dată de criteriul propus apare însă în bună concordanță cu experiența.

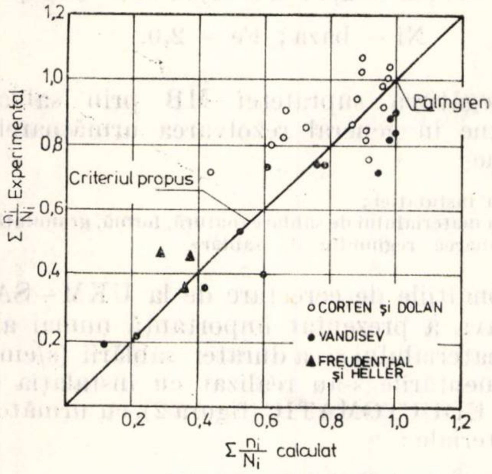


Fig. 3. Concordanța rezultatelor experimentale cu criteriul de degradare cumulativă propus.

Concluzii

Un nou criteriu de degradare cumulativă a metalelor prin solicitări repetate, a fost dezvoltat pentru o clasă largă de solicitări repetate cu amplitudini variabile.

Pe baza unei funcții de degradare, justificată de experiența pentru oțeluri carbon, s-a stabilit un procedeu de reducere a solicitărilor cu amplitudini variabile la o solicitare repetată echivalentă cu amplitudine constantă. S-au stabilit astfel relații pentru calculul durabilității în cazul solicitărilor cu amplitudine cu variație deterministă discontinuă și continuă — și cu variație aleatoare.

Pentru aplicarea metodei propuse este suficientă numai informația oferită de curbele inițiale de durabilitate izoprobabilă (curbele Wöhler) ale elementului metalic considerat și parametrii care descriu solicitarea. Acest fapt conferă criteriului de degradare propus un avantaj esențial față de alte criterii cunoscute [5] a căror aplicare necesită în general cunoașterea unor parametrii specifici determinanți din încercări prealabile laborioase.

După noile relații de calcul, nivelele mari de solicitare induc o degradare mai accentuată decît cea dată de criteriul *PLM*, ceea ce se reflectă în faptul că suma raportului ciclurilor $\Sigma(n_i/N_i)$ calculată după noul criteriu este mai mică decît unitatea.

Această concluzie este confirmată de confruntarea predicției teoretice cu rezultatele experimentale cunoscute pentru oțeluri carbon solicitate cu amplitudini cu variație periodică discontinuă între două nivele, sau cu amplitudini cu variație aleatoare și repartiție exponențială.

Se evidențiază că metoda propusă pentru calculul durabilității la solicitări repetate cu amplitudini variabile permite o predicție care este într-o concordanță mai bună cu experiența decît predicția bazată pe criteriul *PLM* largă răspîndit în practica constructivă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Cioclov, D.* : Un nou criteriu pentru aprecierea degradării cumulative în procesul de oboseala metalelor. Studii și cercetări de metalurgie, Tom 13, Nr. 2, p. 315—338.

[2] *Corten, M.T. Dolan, T.J.* : Cumulative fatigue damage. Proc. Intern. Conf. on Fatigue of Metals London-New York, 1965, p. 235—243.

[3] *Vandisev, V.P.* : Nakoplenie ustalostnîh povrejdenii stali 45 pri deistvii „pikovîh" peregruzak. Mașinovedenie, Nr. 6, 1966, p. 78—82.

[4] *Freudenthal, A.M., Heller, K.A.* : On stress interction in fatigue and a cumulative damage rule. Journal of the Aero-Space Science, V 26, 1959, p. 431—442.

[5] *Cioclov, D.* : Degradarea cumulativă a metalelor prin solicitări repetate. Stadiul actual al cercetărilor. Partea a II-a. Studii și cercetări de Metalurgie, Tomul 16, Nr. 1, 1971, p. 87—109.

[6] *Cioclov, D.* Mecanica ruperii materialelor. Ed. Acad. RSR 1977

CZ : 621.793

Cercetări privind dependența aderenței straturilor depuse prin metalizare cu plasma de pregătire prealabilă a suprafeței acoperite

Ing. Sever JIANU, — I.S.I.M.– Timișoara, Ing. Matejka DUȘAN – UKM-SAV Bratislava

1. Aplicarea metalizării prin pulverizare cu plasmă în industrie este condiționată de respectarea unor măsuri tehnologice capabile să asigure o aderență satisfăcătoare straturilor depuse. Fenomenele care determină aderența straturilor metalizate sînt complexe și, în prezent, imperfect cunoscute. În general se acceptă importanța următoarelor mecanisme :

a. Ancorarea mecanică a particulelor lichide de *MA* pulverizate pe metalul de bază.

b. Interacțiunea fizică între atomii *MA* și ai *MB*, determinată de forțe Van der Waals.

c. Interacțiunea chimică între atomii *MA* și al *MB*, materializată în apariția unor microsuduri.

d. Procesele metalurgice care decurg în imediata apropiere a microsudurilor apărute.

Dezvoltarea oricăruia dintre fenomenele enumerate este posibilă, dar, în raport cu condițiile de lucru, unul sau altul dintre ele poate dobîndi un rol preponderent. Din studiul literaturii de specialitate rezultă că cele mai bune rezultate se obțin atunci cînd sînt create condiții pentru apariția microsudurilor. Realizarea acestui deziderat este posibilă la metalizarea prin pulverizare cu plasmă întrucît în momentul impactului particulele pulverizate au un nivel termic și cinetic ridicat. Concomitent cu cedarea căldurii de la particulă la piesa metalizată are loc și deformarea lor comună, ceea ce înseamnă că,

din punct de vedere calitativ, sînt îndeplinite condiţiile termomecanice în baza cărora decurg procesele de sudare în stare solidă.

Unele consideraţii teoretice rezultînd din teoria sudării în stare solidă, precum şi rezultatele experimentale ale mai multor autori [1], [2] conduc la concluziile:

- **Procesul de sudare al particulei pulverizate cu *MB* poate fi considerat, în principiu, o reacţie chimică. Ca urmare a interacţiunii învelişurilor electronice iau naştere legături chimice (metalice, covalente etc.) stabile între atomii *MA* şi ai MB care au ajuns în contact sub acţiunea forţelor Van der Waals.**
- **O condiţie esenţială pentru formarea unor puncte de îmbinare prin microsudare este starea „activă" a suprafeţei *MB*. Ca efect al energiei de activare, în condiţiile acţiunii termodinamice a particulei, atomii suprafeţelor în contact părăsesc starea de echilibru, ceea ce duce la apariţia unei configuraţii tranzitorii, caracterizate de un nivel energetic ridicat. Se creează astfel condiţii pentru o redistribuire a atomilor sub forma unei legături chimice stabile. În cazul metalelor apare colectivizarea electronilor de valenţă, cu formarea unei reţele comune.**

2. În baza celor prezentate mai sus se poate aprecia că o aderenţă bună poate fi obţinută numai pe o suprafaţă perfect curată, activată şi cu un microrelief adecvat.

La UKM-SAV din Bratislava, în cadrul unui program care viza optimizarea tehnologiei de metalizare a pulberilor cehoslovace K40, K50, K55 cu instalaţia firmei PLASMATECHNIK, s-au cercetat următoarele procedee de pregătire a suprafeţei metalizate: **sablare — prelucrare mecanică — prelucrare mecanică urmată de sablare — preîncălzire.** Determinarea experimentală a aderenţei s-a făcut prin metoda ilustrată în figura 1, utilizînd formula:

$$Y = \frac{4F}{(D^2 - d^2)}$$

unde:

Y — aderenţa stratului metalizat [N/mm²];
F — forţa maximă [N];
D — diametrul exterior [mm];
d — diametrul interior [mm].

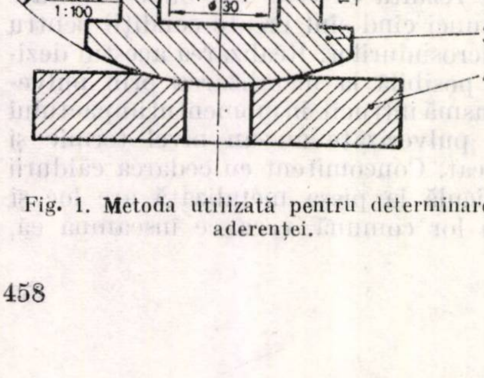


Fig. 1. Metoda utilizată pentru determinarea aderenţei.

Epruvetele prezentate în figura 1 au fost realizate din oţel **11.373**.

Compoziţia pulberii K50, cu care s-au efectuat cercetările este următoarea [%]:

$$C - 0{,}4\,;\ B - 2{,}5\,;\ Si - 4{,}0\,;\ Cr - 10{,}0\,;$$
$$Ni - \text{baza}\,;\ Fe - 2{,}0.$$

3. Pregătirea suprafeţei MB prin sablare presupune în general rezolvarea următoarelor probleme:

alegerea instalaţiei;
alegerea materialului de sablare (natură, formă, granulaţie);
determinarea regimului de sablare.

În condiţiile de cercetare de la UKM—SAV Bratislava a prezentat importanţă numai alegerea materialului şi a duratei sablării (s/cm²). Experimentările s-au realizat cu instalaţia de sablare EDUCTOMATIC (figura 2), cu următoarele materiale:

corund sintetic A.98/20 (500—600 μm)
corund sintetic A.96/10 (2000—2500 μm)
granule de fontă Nr. 4 (1000 μm)

Calitatea suprafeţelor sablate s-a apreciat pe baza rezultatelor probelor de aderenţă şi, în acelaşi timp, prin analizarea microgeometriei, stării energetice şi purităţii suprafeţei proaspăt sablate. Microgeometria suprafeţelor sablate a fost analizată calitativ, prin observarea la microscopul optic şi la microscopul electronic (scanning) şi cantitativ, prin determinarea rugozităţii Ra (μm) cu ajutorul instalaţiei ME-10, care în afara rugozităţii a permis şi înregistrarea profilului suprafeţei. Condiţiile de determinare a rugozităţii au fost:.

— lungimea traiectoriei	8,0 mm
— cut-off	2,5 mm
— numărul determinărilor pentru fiecare suprafaţă cercetată	—25

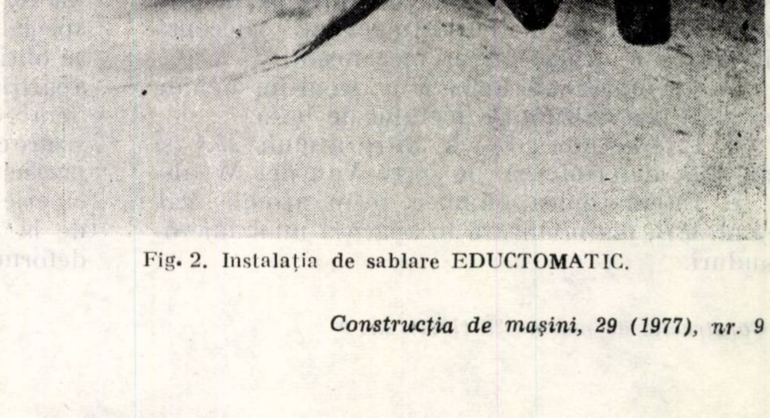


Fig. 2. Instalaţia de sablare EDUCTOMATIC.

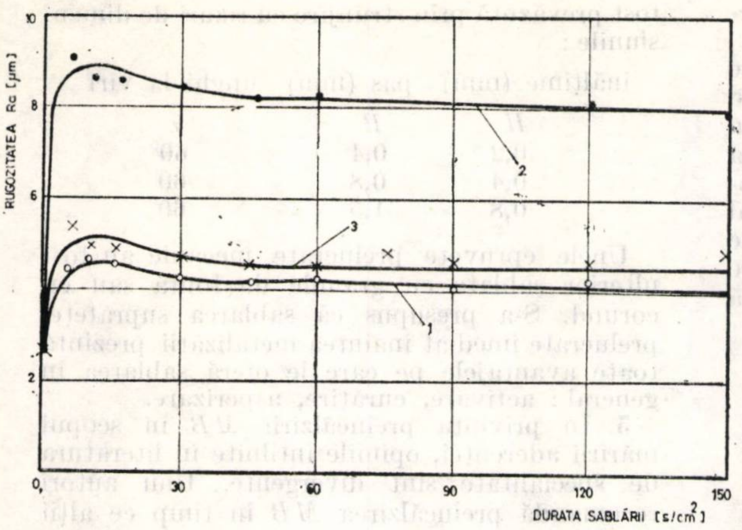


Figura 3. Curbele de asperizare pentru corund A.98/20-1 ; corund A, 96/10-2 ; granule de fontă Nr. 4—3.

Valorile obținute, în funcție de durata sablării, rezultă din figura 3. În figura 4 este prezentat aspectul caracteristic al suprafețelor sablate cu diferite materiale. Procesul de asperizare al suprafeței în decursul sablării a fost studiat prin indicarea „curbelor asperizării" care exprimă dependența rugozității R_a de cantitatea materialului de sablare proiectat pe unitatea de suprafață respectiv în cazul utilizării instalației EDUCTOMATIC, de durata sablării. Din figura 3 se observă că pentru toate materialele cercetate, rugozitatea maximă se obține pentru o durată a sablării de 5—10 s/cm².

Pentru această valoare, întreaga suprafață asperizată este acoperită cu amprente rezultate în urma impactului materialului de sablare. La durate mai mari de sablare, rugozitatea rămîne practic constantă, ceea ce se poate explica prin deformarea plastică care are loc la nivelul suprafeței sablate. Mărirea în continuare a timpului de sablare duce la ecruisarea și solicitarea la oboseală a suprafeței sablate și, în consecință, la desprinderea unor mici particule de metal de pe suprafața prelucrată și la scăderea rugozității. Trebuie precizat că, deși se înregistrează o scădere a rugozității, unii autori consideră că tocmai această zonă prezintă interes pentru metalizare, întrucît în procesul de ecruisare straturile superficiale ale piesei sablate acumulează o cantitate însemnată de energie.

Cu scopul de a defini cantitativ starea energetică a suprafeței sablate, s-a studiat dependența raportului $\frac{\Delta HVM}{HVM} \cdot 100\,\%$ de durata de sablare. Termenul ΔHVM exprimă diferența dintre microduritatea materialului nesablat (HVM) și microduritatea straturilor superficiale ale acestuia după sablare, determinată ca medie aritmetică a 20—25 măsurători executate pe

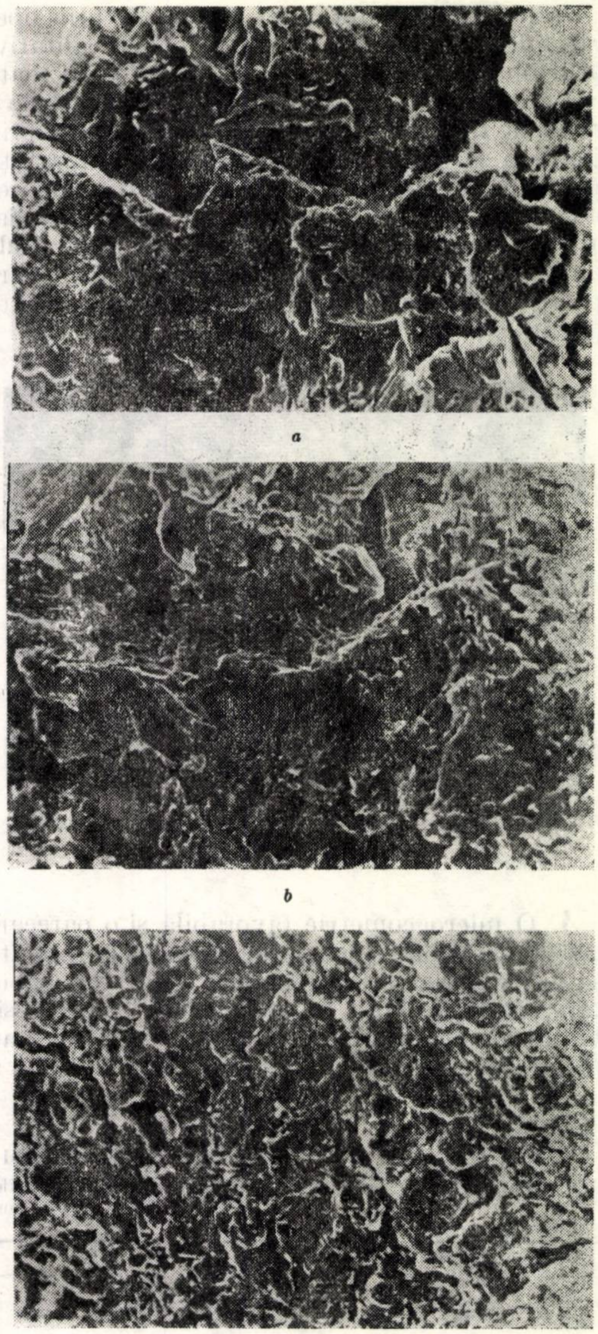


Fig. 4. Aspect caracteristic al suprafeței sablate cu corund A.98/20-a ; corund A.96/10-b ; granule de fontă NI. 4-c (scanning).

microșliful unor secțiuni transversale (Fig. 5) la distanțe de 50 μm de suprafața prelucrată. Valorile obținute, pentru toate materialele cercetate și diferite durata de sablare între 5 și 180 s/cm², sînt deosebit de scăzute (1,3—6 %) și nu diferă statistic semnificativ.

După cum rezultă din figura 5, pentru duratele și materialele de sablare cercetate, grăunții *MB* nu au suferit modificări însemnate (prelungirea timpului de sablare peste 180 s/cm² nu mai prezintă interes practic).

Impurificarea suprafeţei prelucrate prin operaţia de sablare a fost analizată numai calitativ, prin observarea la microscopul optic. În toate cazurile, suprafaţa sablată a fost acoperită de o peliculă fină de praf care a luat naştere prin frecarea şi spargerea particulelor de suprafaţa piesei prelucrate. Acest fenomen este mai pronunţat în cazul utilizării corundului şi în special a celui fin. Dimpotrivă, la sablarea cu granule de fontă s-a observat în măsură mult mai mare pătrunderea unor granule în suprafaţa sablată (figura 5).

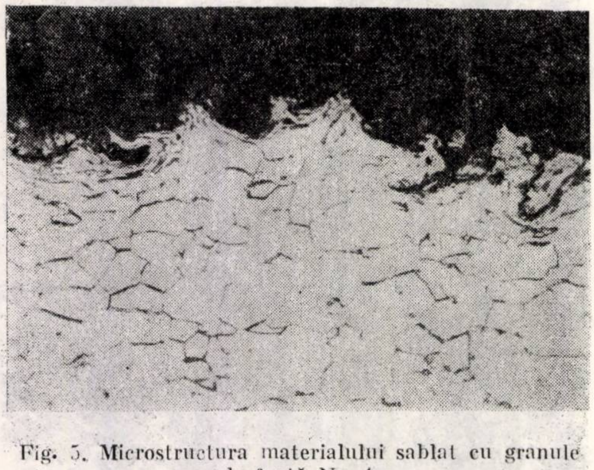


Fig. 5. Microstructura materialului sablat cu granule de fontă Nr. 4.

4. O microgeometrie favorabilă şi o oarecare activare a suprafeţei care urmează să fie sablată se poate obţine prin prelucrare mecanică (rabotare, strunjire etc). În vederea analizării posibilităţilor pe care le oferă acest procedeu, s-au metalizat epruvete a căror suprafaţă frontală a fost prevăzută prin strunjire cu rizuri de dimensiunile :

înălţime (mm)	pas (mm)	unghi la vîrf
H	P	α
0,2	0,4	60°
0,4	0,8	60°
0,8	1,5	60°

Unele epruvete prelucrate mecanic au fost ulterior sablate cu granule de fontă sau cu corund. S-a presupus că sablarea suprafeţei prelucrate imediat înaintea metalizării prezintă toate avantajele pe care le oferă sablarea în general : activare, curăţire, asperizare.

5. În privinţa preîncălzirii *MB* în scopul măririi aderenţei, opiniile întîlnite în literatura de specialitate sînt divergente. Unii autori recomandă preîncălzirea *MB* în timp ce alţii recomandă menţinerea lui la temperaturi scăzute. Analiza fenomenelor care condiţionează aderenţa stratului metalizat şi a datelor publicate permit formularea concluziei : din punct de vedere al aderenţei, preîncălzirea *MB* este favorabilă dacă pe suprafaţa supusă metalizării nu se formează o peliculă intermediară de oxid.

Cercetările efectuate au urmărit determinarea temperaturii pînă la care este raţională preîncălzirea. A prezentat de asemenea interes şi măsura în care preîncălzirea permite creşterea aderenţei.

6. Epruvetele, pregătite în mod diferit, au fost metalizate cu pulbere K50, respectîndu-se regimul : $I = 500$A ; $U = 73$V ; $Ar_{pgen} = 45$ l/min $H_{2pgen} = 3,6$ l/min ; debit pulbere : 50 g/min ; $d = 16$ cm. Rezultatele obţinute sînt centralizate în tabelele 1, 2 şi 3 şi permit formularea concluziilor de mai jos.

Tabelul 1

1. Influenţa duratei de sablare asupra aderenţei:

MS — materiale de sablare ; n — numărul determinărilor ; $\bar{Y}$ — media aritmetică ; S^2 — dispersia ; ΔY — interval de confidenţă ; f — numărul gradelor de libertate

Pregătirea epruvetei				Aderenţa				
MS	Durata de sablare	R_a [μm]	n	$\bar{Y}$ [N/mm²]	S^2 X10	$\Delta Y \cdot 10$ [N/mm²]	$\bar{Y}$ [N/mm²]	S^3 X10²
Corund A.98/20	10	4,61	3	3,4	9,0	9,1	3,46	14,8 f=11
	60	4,22	3	3,9	5,2	7,0		
	90	4,31	4	3,5	19,0	8,0		
	120	4,24	3	3,3	7,8	8,5		
	180	4,10	3	3,2	32,0	17,2		
Corund A.96/10	10	8,62	3	4,5	34,0	17,8	4,9	19,8 f=10
	60	8,17	3	5,3	29,0	16,4		
	90	8,23	3	5,1	6,0	7,5		
	120	8,30	3	4,6	17,0	12,5		
	180	8,11	3	5,0	12,0	10,5		
Granule de fontă Nr. 4	10	4,85	3	5,9	7,0	8,1	5,8	18,2 f=10
	60	4,49	3	5,5	14,2	11,5		
	90	4,69	3	5,3	29,0	16,4		
	120	4,72	3	5,4	32,1	17,2		
	180	4,86	3	6,0	9,0	9,1		

Tabelul 2

Influența modului de pregătire a suprafeței asupra aderenței

Modul de pregătire mecanică	Condițiile de sablare	Aderență			
		n	$\overline{Y}$ [N/mm²]	$\overline{s}^2$ X10²	ΔY·10 [N/mm²]
Finisare prin strunjire $R_a = 5,3$ μm	—	3	Se desprinde în timpul metalizării		
	Corund A,96/10	3	2,1	14,2	11,5
	Granule fontă	3	4,35	21,2	14,0
Rizuri H = 0,2mm P = 0,4 mm α = 60°	—	3	—	—	—
	Corund A.96/10	3	2,6	8,6	8,9
	Granule fontă	3	6,6	12,5	10,7
Rizuri H = 0,4 mm P = 0,8 mm α = 60°	—	3	—	—	—
	Corund A.96/10	3	4,9	32,4	17,3
	Granule fontă	3	8,3	5,1	6,85
Rizuri H = 0,8 mm P = 1,5 mm α = 60°	—	3	6,8	23,0	14,6
	Corund A96/10	3	8,5	24,5	15,0
	Granule fontă	3	10,4	18,7	13,2

Tabelul 3

Influența preîncălzirii asupra aderenței

Temperatura preîncălzirii °C	Aderență			
	n	$\overline{Y}$ [N/mm²]	$\overline{S}^2$ ×10²	ΔY ×10 [N/mm²]
20	3	6,1	19,2	11,0
113	3	13,0	24,4	12,3
153	3	16,1	8,1	7,1
178	3	12,5	17,9	10,7
218	3	11,1	5,8	6,03
253	3	11,0	31,4	14,0
289	3	11 3	29,0	13,5

Concluzii

• În cazul sablării cu instalația EDUCTOMATIC și cu materialele arătate, atît rugozitatea (max. $R_a = 10$ μm) cît și gradul de ecruisare (max. 6%) sînt insuficiente. Valorile recomandate de literatura de specialitate sînt mult superioare :

$$R_a = 25\ \mu m\ \frac{\Delta HVM}{HVM} = 70\%.$$

• Dintre materialele de sablare analizate, cele mai bune rezultate au fost obținute cu granule de fontă. Aceasta se datorează în special gradului mai redus de impurificare a suprafeței sablate cu praf rezultat din spargerea granulelor materialului de sablare.

• Analiza statistică a datelor din tabele arată că, pentru dispersia și numărul măsurătorilor respective, durata sablării nu prezintă o influență semnificativă asupra aderenței. Aceasta se explică prin faptul că în domeniul studiat (10—180 s/cm²) și pentru condițiile de sablare descrise, variațiile rugozității și ale ecruisării sînt neglijabile.

• La sablarea cu instalația EDUCTOMATIC, indiferent de materialul de sablare utilizat, se recomandă o durată a sablării de 5—10 s/cm².

•. Aderența poate fi mărită prin prelucrare mecanică a suprafeței de metalizat, în special dacă această prelucrare este urmată de sablare. Cele mai bune rezultate s-au obținut cu dimensiunile

$$H = 0,8\ mm\ ;\ P = 1,5\ mm\quad \alpha = 60°.$$

• Preîncălzirea materialului de bază prezintă avantaje pînă la 150°C. Peste această valoare are loc oxidarea intensivă a suprafeței epruvetei, ceea ce împiedică formarea microsudurilor care condiționează mărirea aderenței. Prin preîncălzire la 150°C, este posibilă triplarea aderenței.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Marchandise, H.* : Plasmatechnologie — Grundlagen und Anwendungen, D.V.S. — Düsseldorf, 1970.

[2] *Krasnov, A., Šarivker, S., Zilberberg, V.* : Nikotemperaturnaia plaszma v metalurgii, Moskva, 1970.

[3] *Jianu, S.* : Fyzikalne a technologické podmienky prilňavosti plazmovych nánosov typu NiCrBSi na ocelovom podklade. Bratislava, 1976.

CZ : 669.14.018.4

Cercetări privind determinarea conținutului de austenită reziduală în oțelurile refractare sudabile tratate termic

Fiz. Ladislau **VARGA**, fiz. M. **LAZĂR**, ing. Romulus **PASCU**, tehn. R. **EICHERT** – I.S.I.M.– Timișoara

Generalități

Determinarea conținutului de austenită reziduală în oțelurile refractare sudabile prezintă importanță pentru stabilirea și verificarea tratamentelor termice adecvate necesare după sudare, precum și pentru precauțiunile care trebuie luate în timpul sudării. Structura austenitică stabilă peste linia GOS la răcire se transformă în martensită și austenită reziduală, avînd loc transformarea martensitică. Ea începe la domeniul temperaturilor M_s dependent de conținutul de carbon și de elementele de aliere și încetează la domeniul temperaturilor M_f de asemenea funcție de conținutul de carbon și de elementele de aliere. În cazul oțelurilor martensitice austenita reziduală produce o serie de fenomene printre care amintim [1] :

— la oțelurile martensitice clasice (12—14%Cr) în timpul tratamentului termic de revenire, martensita se descompune și contribuie la realizarea unor proprietăți tenaco-ductile ridicate iar austenita reziduală se transformă în martensită care rămîne ca atare cu realizarea unor proprietăți tenaco-ductile scăzute ;

— la oțelurile martensitice cu 12—14%Cr care conțin și Ni (6%), în timpul tratamentului termic de revenire austenita reziduală nu se transformă în martensită și în cazul acestui oțel, chiar după revenire ea se găsește în proporție de ~30% [2]. Alierea cu nichel împiedică transformarea austenitei reziduale, iar prezența acesteia conferă oțelurilor proprietăți tenaco-ductile superioare ;

— existenţa austenitei reziduale în metalul de bază la sudare, evită pe cît posibil apariţia fisurilor.

Prin urmare se impune un control riguros al conţinutului de austenită reziduală în cadrul elaborării tehnologiei de sudare.

Experimentările au fost efectuate pe două mărci de oţeluri martensitice: oţel cu 13 %Cr şi 6 % Ni (notaţia X') şi oţel cu 13 %Cr (notaţia T') a căror compoziţie chimică este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Compoziţia chimică a oţelurilor refractare X' şi T'

Oţelul refractar		Compoziţia chimică [%]							
Marca	Notaţia	C	Mn	Si	P	S	Ni	Mo	Cr
Bofors	X'	0,24	0,84	2,24	0,018	0,003	6,51	1,43	13,08
T12C130	T'	0,22	0,77	4,27	0,025	0,002	0,13	-	13,19

Conţinutul de austenită reziduală la oţelurile martensitice supuse unor cicluri termice de sudare urmate de tratamente termice, s-a determinat cantitativ prin metoda inducţiei magnetice şi prin difracţie cu raze X.

Metoda inducţiei magnetice

Principiul metodei [3]. Magnetizarea probei (I^{sat}) este suma ponderată a magnetizărilor fazelor componente (I_i^{sat}).

$$I^{sat} = \sum_i p_i I_i^{sat} \qquad (1)$$

unde: p_i — fracţia relativă a probei i (în volum).

Magnetizarea de saturaţie nu depinde de dispersia fazelor, de cantitatea şi de compoziţia lor. Dacă proba de cercetat conţine numai două faze, austenită reziduală (fază paramagnetică) şi martensită (fază feromagnetică), cantitatea de austenită reziduală se determină prin compararea saturaţiei probei (I^{sat}) cu cea a etalonului (I_e^{sat}).

$$P_a = \frac{I_e^{sat} - I^{sat}}{I_e^{sat}} \qquad (2)$$

Ca etalon se alege o probă cu structura similară cu cea a probei de cercetat, din care s-a eliminat austenita reziduală prin tratamente termice adecvate (subrăcire, revenire înaltă).

În cazul oţelurilor bogat aliate (oţeluri de scule, martensitice, oţeluri refractare, etc) pe lîngă austenită reziduală şi martensită mai există în structură şi o cantitate însemnată (10—25 %) de carburi care pot fi magnetice sau nemagnetice afectînd astfel saturaţia magnetică a probei. În practică şi în acest caz se foloseşte formula (2) pentru determinarea conţinutului de austenită reziduală, acceptîndu-se că proporţia relativă a carburilor nu diferă mult în proba etalon de cercetat comparativ cu proba etalon.

Metoda de calcul. În cadrul experimentărilor nu s-a dispus de o probă etalon pur martensitică din care s-a eliminat austenita reziduală. De aceea s-a apreciat saturaţia magnetică a martensitei în mod teoretic luînd în considerare compoziţia chimică a martensitei (elementele de aliere dizolvate) [4].

$$I^{sat}_{martensită} = 21.000 - 270.\mathrm{Cr}\,\% - 3100\cdot \mathrm{C}\,\% -$$
$$- 63\cdot \mathrm{W}\,\% - 253\cdot \mathrm{V}\,\% - 600\cdot \mathrm{Si}\,\% \qquad (3)$$

Pentru a lua în considerare influenţa carburilor nemagnetice, valorile magnetizării de saturaţie ale probelor de cercetat trebuie înmulţite cu un factor care conţine ponderea relativă a carburilor (X%).

$$I^{sat}\cdot \frac{100}{100 - X} = I^2 \qquad (4)$$

Din considerente metalografice rezultă că oţelul de experimentat conţine aproximativ 10 % carburi. Deci valorile măsurate vor fi corectate după formula:

$$I' = I\cdot \frac{100}{100 - 10} \qquad (5)$$

Se mai presupune că aproximativ jumătate din conţinutul de crom rămîne în soluţie şi cantitatea de carbon rămasă în soluţie nu depăşeşte 0,1 % astfel că pe baza formulei (3) şi a compoziţiei chimice dată obţinem:

$$I^{sat}_{martensită} = 21.000 - 270\cdot 6\ (\mathrm{Cr}) -$$
$$- 3100\cdot 0{,}1\ (\mathrm{C}) - 600\cdot 2{,}4\ (\mathrm{Si}) =$$
$$= 21.000 - 1620 - 310 -$$
$$- 1344 = 17\cdot 726\ (G_s)$$

În măsurătorile experimentale s-a folosit ca etalon o probă din fier tehnic pur (fier ARMCO), deci valoarea măsurată va fi corectată după formula:

$$I'_{et} = I_{et}\cdot \frac{17\cdot 700}{21\cdot 000} = I_{et}\cdot 0{,}85 \qquad (6)$$

Aparatura experimentală. Aparatura folosită pentru măsurarea magnetizării de saturaţie [5] (figura 1) se bazează pe principiul inducţiei magnetice. Pentru măsurători locale, de-a lungul probei s-a conceput un montaj magnetic original, compus din circuitul magnetic (1) închis prin proba (P), aceasta fiind aşezată

ntre două fălci (2) avînd forma și dimensiunile adecvate probei de cercetat.

Indicația α a fluxmetrului este proporțională cu cantitatea fazelor magnetice din proba de

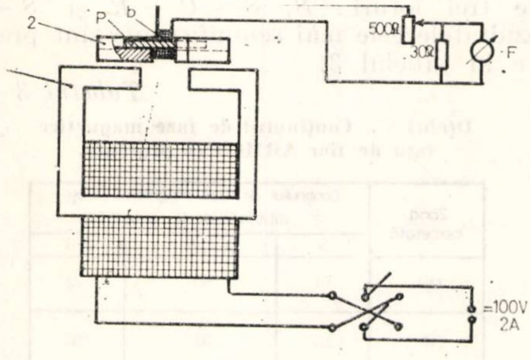


Fig. 1 — Montajul magnetic.

cercetat. Măsurarea locală de-a lungul probei se bazează pe faptul că numai porțiunea cuprinsă de bobina sondă (*b*) determină fluxul magnetic ce se măsoară, restul probei făcînd parte din jugul circuitului de magnetizare.

Rezultatele experimentale. Determinările conținutului de austenită reziduală s-au efectuat pe probe prismatice cu dimensiunile 11 × 11 × × 55 mm supuse ciclurilor termice de sudare avînd temperatura de vîrf de 1350°C (figura 2) urmate de tratamente termice diferențiate (călire + revenire înaltă, revenire înaltă). S-a utilizat un simulator de cicluri termice de tipul LS 1402 Smitweld.

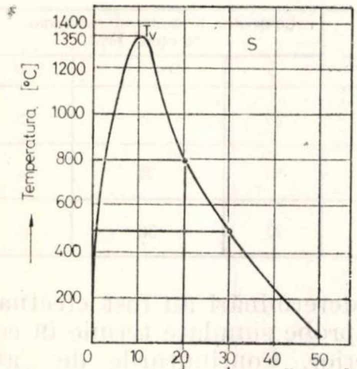


Fig. 2 — Ciclul termic de sudare cu $T_v = 1350$°C.

S-au efectuat determinări ale conținutului de austenită reziduală pe trei loturi de probe: atît la oțelul *X'* cît și la *I'* probe simulate (*S*), și supuse unui tratament de călire (975°C/20 min/aer) + revenire (750°C/60 min/aer) (*S* + + *C* + *R*) și probe simulate și supuse unui tratament de revenire (750°C/120 min/aer) (*S*+*R*). Austenita reziduală pe probele *S* s-a pus în evidență prin analize metalografice folosind microscopia optică și electronică. Structurile constatate sînt prezentate în tabelul 2 și figurile 3, 4, 5 și 6.

Ca etalon s-a folosit o probă cu dimensiuni identice cu cele ale probelor măsurate con-

Tabelul 2

Structurile constatate pe proba *S* în zonele caracteristice ale probei simulate termic la sudare (*MB*, *ZIT*)

Notația oțelului	Structura constatată pe proba S			
	MB	Nr. fig.*	ZIT	Nr. fig.*
X'	Structură alcătuită din ferită aliată, austenită reziduală carburi de crom.	3ME	Structură alcătuită din ferită aliată, austenită reziduală, martensită, carburi de crom.	4MO
I'	Structură alcătuită din austenită reziduală și carburi complexe de tipul $(CrFe)_{23}C_6$	5MO	Structură alcătuită din austenită reziduală și din carburi complexe de tipul $(CrFe)_{23}C_6$	6ME

* MO - Microscopie optică
ME - Microscopie electronică

fecționată din fier ARMCO, indicația pentru proba etalon fiind 100 de diviziuni pe scala instrumentului. Indicațiile obținute în cursul

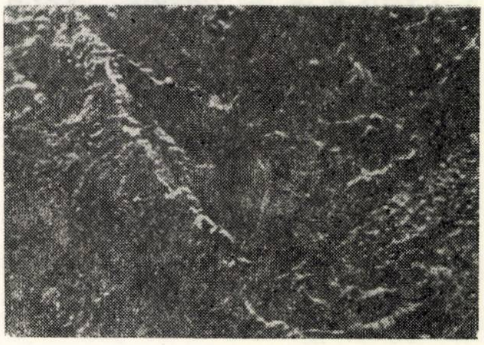


Fig. 3 — Oțelul *X'*. Microstructură electronică *MB* (Atac HCl, 7400 ×)

experimentărilor sînt proporționale cu cantitatea fazelor magnetice.

În figura 7 sînt prezentate indicațiile măsurătorilor efectuate de-a lungul unei probe din

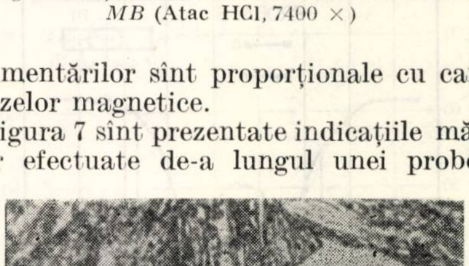


Fig. 4 — Oțelul *X'*. Microstructură optică *ZIT* (atac HCl, 500 ×).

oțelul *X'* (oțel martensitic inoxidabil) simulată la 1350°C (3 cicluri) și răcită la temperatura

ambiantă, la care nu s-a aplicat nici un tratament ulterior, precum şi conţinuturile de austenită reziduală calculate cu formulele (2), (5) şi (6).

Din figura 7 se observă că măsurătorile din ZIT arată valori mai mici ale fazelor magnetice datorită faptului că în ZIT au avut loc în timpul

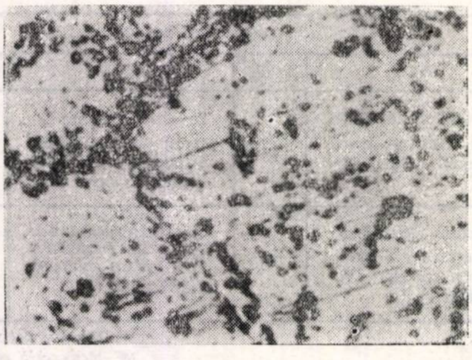


Fig. 5 — Oţelul T'. Microstructură optică MB (atac HCl, 500×)

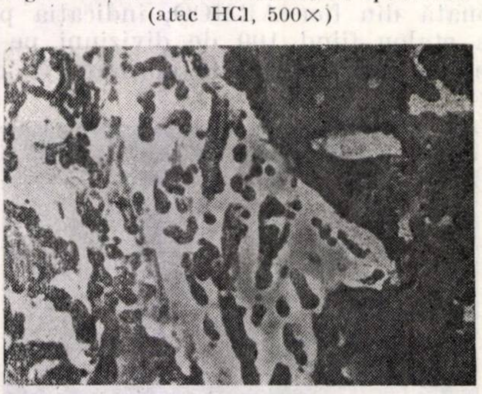


Fig. 6 — Oţelul T'. Microstructură electronică ZIT (atac HCl, 12.500 ×).

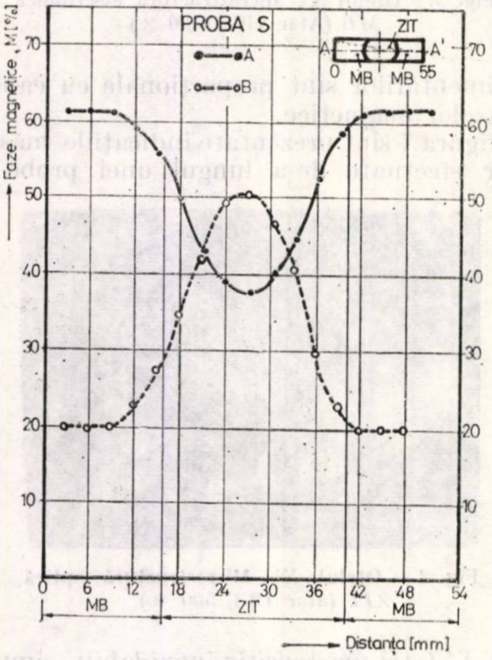


Fig. 7 — Oţelul X'. Variaţia conţinutului de faze magnetice şi de austenită reziduală pe direcţia centrală A-A' a probei S

simulării cicluri rapide încălzire-răcire care au dus la formarea unor faze nemagnetice. S-au efectuat măsurători în MB şi ZIT asupra unui număr de 16 probe incluzînd probe din toate cele trei loturi : S, $S + C + R$ şi $S + R$. Rezultatele cele mai semnificative sînt prezentate în tabelul 3.

Tabelul 3

Oţelul X'. Conţinutul de faze magnetice faţă de fier ARMCO în procente.

Zona cercetată	Conţinutul de faze magnetice la oţelul X' faţă de fier ARMCO [%]		
	S	S+C+R	S+R
MB	61	50	41
ZIT	38	50	50
MB	62	49	41

Din tabelul 3 se observă că tratamentele termice efectuate au modificat prezenţa fazelor magnetice de-a lungul probei. Conţinutul de austenită reziduală în cadrul acestor măsurători, este diferenţa pînă la 100 de la cifrele care prezintă, conţinutul fazelor magnetice, corectate conform formulelor (2), (5) şi (6).

Tabelul 4 cuprinde conţinuturile calculate de austenită reziduală la probele din oţelul X' menţionate în tabelul 3.

Tabelul 4

Oţelul X'. Conţinutul de austenită reziduală în procente.

Zona cercetată	Conţinutul de austenită reziduală la oţelul X' [%]		
	S	S+C+R	S+R
MB	20	35	45
ZIT	50	35	34
MB	20	36	45

Aceleaşi determinări au fost efectuate şi la oţelul T' la probe simulate termic în condiţiile expuse anterior. Conţinuturile de austenită reziduală calculate cu ajutorul relaţiilor (2), (5) şi (6) în cazul unor probe din oţelul T' sînt prezentate în tabelul 5.

Tabelul 5

Oţelul T'. Conţinutul de austenită reziduală în procente.

Zona cercetată	Conţinutul de austenită reziduală la oţelul T' [%]		
	S	S+C+R	S+R
MB	4	18	3
ZIT	1	8	1
MB	3	6	3

Rezultatele obținute la oțelurile martensitice cu 6% Ni (X') confirmă datele din literatură privind conținuturile ridicate de anstenită reziduală (20—50%) funcție de tratamentul termic aplicat. Oțelul T' cu Ni redus are austenită reziduală în proporție redusă (3—18%).

Metoda difracției cu raze X

Determinările privind conținuturile de austenită reziduală în oțelurile refractare au fost efectuate și prin metoda de analiză cu raze X, folosind un aparat de difracție cu raze X de tip TUR M62 cu radiație Co Kα. Determinarea cantitativă a austenitei reziduale prin metoda difracției cu raze X se bazează pe dependența intensității liniei de difracție de concentrația fazei. Formula de calcul este [6]:

$$A\% = \frac{100 - X_c}{1 + \frac{I_\alpha}{I_\gamma} \cdot r} \qquad (7)$$

unde:

X_c— proporția carburilor în procente;
r — factor structural și experimental depinzînd de linia austenitică și martensitică considerată;
I_α — intensitatea liniei de difracție pentru martensită;
I_γ — intensitatea liniei de difracție pentru austenită.

S-au efectuat numai măsurători pe o probă din metalul de bază, notație X' (6% Ni), în stare turnată, cu tratamentul de omogenizare și revenire. Valoarea aproximativă a conținutului de austenită reziduală a fost de (25 ± 3%), în bună concordanță cu rezultatele obținute prin metoda inducției magnetice și cu datele indicate în literatura de specialitate.

Concluzii

● **Rezultatele obținute demonstrează că metoda inducției magnetice este mai indicată decît cea prin difracție cu raze X pentru determinări cantitative de austenită reziduală în practica laboratoarelor uzinale de metalografie fiind rapidă, directă, nedistructivă și economică.**

● **În cazul oțelurilor martensitice cu 13% Cr—6% Ni (X') analizele metalografice pun în evidență austenita reziduală, iar prin metoda inductivă s-au determinat conținuturi de austenită reziduală diferențiate pe zone (metal de bază — MB și zona influențată termic—ZIT):**

— pr probele S — MB — 20%; ZIT — 50%

— pe probele $S + C + R$ — MB între 35 ... 54%; ZIT între 35 ... 57%

— pe probele $S + R$ — MB 42 ... 55%; ZIT între 32... 49,5%

● **La oțelurile martensitice cu 13%Cr (T') s-au determinat următoarele valori ale conținutului de austenită reziduală:**

— pe probele S — MB între 3 ... 4%; ZIT între 1 ...6%

— pe probele $S + C + R$ — MB între 1 ... 18%; ZIT între 1 ... 8%

— pe probele $S + R$ — MB între 1...13%; ZIT între 1 ... 3%

● **La probele S atît pentru oțelul 13% Cr—6% Ni (X') cît și pentru oțelul 13% Cr (T'), maximul conținutului de austenită reziduală se află plasat în zona centrală a ZIT-ului corespunzătoare temperaturii de vîrf de 1350°C. Pe măsura depărtării de această zonă în direcția MB, conținutul de austenită reziduală scade.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Selmereanu, H. și colectiv*: Tehnologii de sudare a oțelurilor martensitice inoxidabile și înalt refractare, vol. II, Memoriu ISIM, 1976.

[2] *Awidson, S. Baggström, G. Hellner, L.* New steels for the energetic industry. Aktiebolaget. Bofors, Suedia.

[3] *Varga, L. și colectiv*: Studiul metodelor fizice de determinare a austenitei reziduale în oțeluri, Memoriu CSIO 1972.

[4] *Geru, N.* Proprietățile metalelor și metode fizice de control București, Ed. didactică și pedagogică, 1967.

[5] *Varga, L. și colectiv*: Proiect de execuție al modelului experimental de aparat pentru determinarea conținutului de austenită reziduală la oțelurile rapide pentru scule, Memoriu ISIM 1976.

[6] *Lindgren, R.* Measuring Retained Austenite by X-Ray Techniques, Metal Progress, (1965), nr. 4, p. 102—104

CZ: 669.14

Considerații asupra comportării la oboseală a oțelurilor MARAGING îmbătrînite și durificate superficial prin nitrurare

Ing. Ioan FILIF — ISIM Timișoara și ing. Stefania BAICU — ICPTSC București

Introducere

Tendințele actuale pe plan mondial de a realiza construcții cît mai ușoare care să funcționeze cu maximum de siguranță, au impulssionat cercetările legate de elaborarea unor oțeluri cu caracteristici mecanice care prin compoziția lor, elaborare și tratament termic să realizeze valori de tenacitate superioare la un raport rezistență-greutate specifică favorabil. Progresele realizate în ultimul deceniu în acest domeniu au condus la elaborarea unor noi tipuri de oțeluri de înaltă rezistență denumite **MARAGING**. Oțelurile **maraging** sînt oțeluri înalt aliate cu un conținut de 18% Ni ca element de bază, cobalt, molibden și titan, elemente de aliere și cu un conținut de carbon limitat (max. 0,03%). Elementele de substituție Co, Mo și Ti produc durificarea prin îmbătrînirea martensitei pe bază de fier-nichel.

Din categoria acestor oțeluri pe plan mondial s-au studiat trei calități : 18 Ni 200, 18 Ni 250 și 18 Ni 300, ale căror conținuturi diferite de Co, Mo și Ti realizează după maraging valori diferite ale limitei elastice convenționale : 1400, 1750 respectiv 2100 MPa (200, 250 respectiv 300 ksi). În tabelul 1 se dă compoziția chimică și caracteristicile mecanice în stare îmbătrînită (480°C/3h) ale celor trei clase de oțel maraging [1, 2, 3, 4].

Lucrarea de față își propune ca scop cercetarea comparativă a caracteristicilor mecanice ale oțelului **maraging** indigen cu ale unor oțeluri originale de același tip și compararea din punct de vedere al comportării la solicitări ciclice pe oțeluri în stare înbătrînită și oțeluri durificate prin nitrurare, precum și pe oțeluri elaborate prin topire sau retopire în vid.

Tabelul 1

Compoziția chimică și caracteristicile mecanice în stare îmbătrînită (480°C/3h) [1, 2, 3, 4]

Compoziție chimică în %	Clasa sau tipul: KSI 200 / MPa 1400	250 / 1750	300 / 2100
Ni	17—19	17—19	17—19
Co	8— 9	7—8,5	8,5—9,5
Mo	3—3,5	4,6—5,1	4,6—5,2
Ti	0,15—0,25	0,3—0,5	0,5—0,8
Caracteristici mecanice în stare îmbătrînită 480°C/3h/aer			
$R_{p0,2}$ MPa	1340—1480	1630—1850	1810—2120
R MPa	1400—1540	1680—1920	1850—2170
A_5 %	9— 13	8— 10	6— 9
Z %	35— 70	35— 60	30— 50
KCV $J/m^2 \cdot 10^4$	42— 84	25— 51	16— 34
HV	430— 480	500— 560	540— 620

În acest context s-a urmărit pe de o parte încadrarea pe baza caracteristicilor obținute la încercarea de tracțiune a oțelului **maraging** indigen într-una din cele trei clase iar pe de altă parte evidențierea influenței tratamentului de durificare superficială prin nitrurare comparativ cu îmbătrînirea precum și a elaborării

Tabelul 2

Compoziția chimică a șarjelor experimentale

Șarja	C	Ni	Co	Mo	Ti	Si	Mn	S	Mod de elabor.
	Compoziție chimică în %								
1	0,018	17,40	9,11	5,60	0,7	0,065	0,030	0,020	T.V.
2	0,015	17,98	8,63	5,70	0,7	0,070	0,040	0,020	T.V.
4	0,019	17,60	8,77	5,30	0,50	0,075	0,055	0,017	T.V.
6	0,032	17,38	8,58	5,60	0,47	0,058	0,048	0,027	T.V.
8	0,028	17,60	9,15	4,80	0,26	0,10	0,050	0,020	T.V.
10	0,025	17,70	8,60	5,0	0,25	0,09	0,050	0,010	T.V.
11	0,012	17,90	8,80	4,80	0,32	0,10	0,045	0,011	T.V.
12	0,027	17,80	8,80	5	0,96	0,09	0,045	0,010	T.V.
17	0,014	17,50	7,98	5	0,58	0,08	0,05	0,009	D.T.V.
18	0,014	17,70	8,2	5	0,17	0,08	0,05	0,014	D.T.V.
19	0,019	17,30	8,0	5	0,25	0,07	0,05	0,011	D.T.V.
20	0,017	17,30	8,0	5	0,25	0,06	0,04	0,012	D.T.V.
J*	0,020	18,36	8,73	5	0,63	—	—	—	

J* = oțel maraging, original, clasa 18Ni250

prin retopire în vid comparativ cu topirea în vid asupra comportării la oboseală prin încovoiere rotativă.

Material utilizat

Pentru experimentări s-a utilizat oţel **maraging** original şi şarje din oţel **maraging** indigen obţinute prin elaborarea în vid într-un cuptor de 25 kg (varianta *TV*) fie prin retopire în vid cu electrod consumabil (varianta *DTV*). Compoziţia chimică a şarjelor din oţel **maraging** indigen este dată în tabelul 2.

Materialul turnat în lingouri de diametru 90—100 mm a fost forjat în bare de 30—50 mm diametru. După forjare barele au fost supuse unui tratament de recoacere pentru punere în soluţie la 820°C/1h urmată de răcire în aer. Prelevarea epruvetelor s-a efectuat din barele recoapte, iar tratamentele de îmbătrînire (*M*) 480°C/3h respectiv nitrurare (*N*) 450°C/45h s-au efectuat pe epruvete în stare rectificată.

Programul şi metodica de lucru

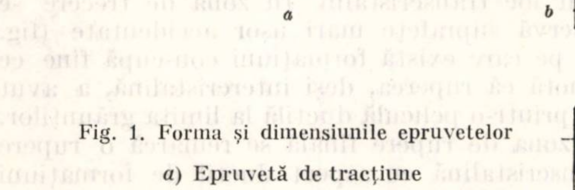
Programul de experimentări este redat sintetic în tabelul 3, care cuprinde încercările şi

Tabelul 3

Programul de experimentări

Încercarea	Tratament termic	Şarjele
Tracţiune	480°C/3h	1,2,4,6,17,18,19,20
Rezilienţă	480°C/3h	1,2,4,6,17,18,19,20
Oboseală prin încovoiere rotativă	480°C/3 h 450°C/45h	1,2,4,6,17,18,19,20J 1,2,4,6,17,18,19,20J

tratamentele efectuate pentru fiecare şarjă. Forma şi dimensiunile epruvetelor utilizate sînt date în figura 1.



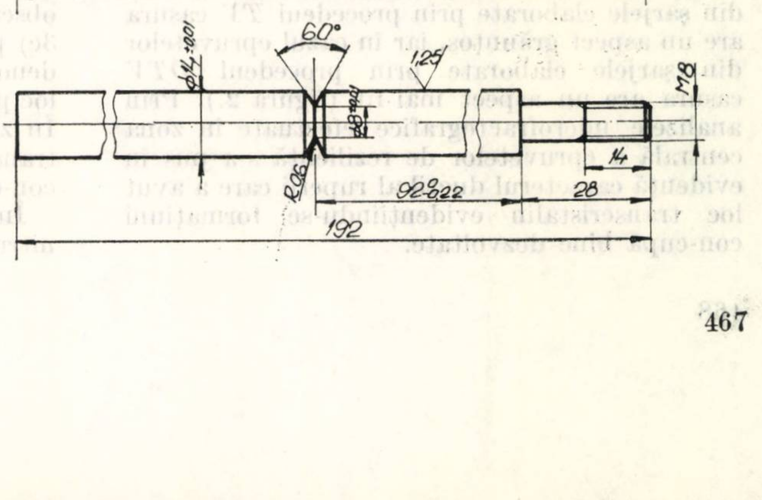


Fig. 1. Forma şi dimensiunile epruvetelor

a) Epruvetă de tracţiune

b) Epruvetă de oboseală; lisă şi cu concentrator

Pentru efectuarea încercărilor la oboseală prin încovoiere rotativă s-a utilizat metoda de încercare cu încărcare progresivă în trepte (Locati). Treptele constante de tensiune au fost de 10 MPa iar numărul de cicluri realizat la fiecare treaptă a fost de 100.000 cicluri.

Rezultatele obţinute

Caracteristici de tracţiune. Rezultatele obţinute, reprezentînd media a trei determinări pentru încercările de tracţiune şi încovoiere prin şoc, sînt prezentate în tabelul 4.

Tabelul 4

Rezultatele obţinute la încercarea de tracţiune şi încovoiere prin şoc

Şarja	Caracteristici Z %	A_5 %	$R_{p0,2}$ MPa	R MPa	KV J	KV J/m².10⁴	Mod de elaborare
1	40	6,7	1760	1923	13	16,29	
2	41	6,3	1850	1997	14,6	19,94	T.V.
4	41	7,0	1725	1860	14,4	16,6	
6	26	5,1	1764	1893	8,8	10,93	
17	55	9	1589	1692	24,2	30,92	
18	56	9,1	1558	1670	21,2	26,96	
19	55	9	1586	1677	22,9	29,31	T.V.
20	56	8,5	1565	1702	20,8	26,75	

Analizînd comparativ valorile caracteristicilor mecanice determinate pe fiecare şarjă cu datele din literatură [1, 2, 3, 4], rezultă că şarjele 1, 2, 4 şi 6 se încadrează în clasa 18 Ni 300 iar şarjele 17, 18, 19 şi 20 în clasa 18 Ni 250.

Comportarea la oboseală prin încovoiere rotativă. Rezultatele obţinute ca medie a trei determinări la încercarea de oboseală prin încovoiere rotativă pe epruvete lise şi cu concentrator în stare îmbătrînită respectiv durificate prin nitrurare sînt prezentate în tabelul 5.

Comparînd rezultatele obţinute pe epruvete durificate superficial prin nitrurare şi pe epru-

Tabelul 5

Rezultatele obţinute la oboseală prin încovoiere rotativă

Clasa şi mod de elab.	Şarja	Limita de oboseală pe epruvete : MPa				Creşterea σ_{-1} la T.T. de N faţă de M pe epruvete : %		$K_{-1} = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1k}}$ la tratam. de :	
		îmbătrînite		nitrurate					
		lise	cu concentr.	lise	cu concentr.	lise	cu concentr.	îmbătrînite	nitrurate
18Ni	1	616	616	804	338	23,3	—	—	2,378
300 TV	2	—	260	—	532	—	51,1	—	—
	4	603	159	780	320	22,6	50,3	3,792	2,437
	6	597	—	822	—	27,3	—	—	—
18Ni	17	759	—	920	—	17,5	—	—	—
250DTV	18	717	190	898	453	20,1	58,1	3,774	1,982
	19	733	164	837	418	12,4	60,7	4,469	2,002
	20	758	173	866	522	12,4	66,8	4,381	1,659
	J	620	—	820	—	24	—		

vete îmbătrînite în cadrul aceleiaşi şarje şi acelaşi tip de epruvetă se constată că tratamentul de durificare superficială prin nitrurare (*N*) duce la o creştere a rezistenţei la oboseală cu 12–27% la epruvetele lise şi cu 50–67% la epruvetele cu concentrator, comparativ cu tratamentul de îmbătrînire (*M*). Comparînd cele două tipuri de oţeluri ca mod de elaborare şi tip de epruvetă rezultă :

– efectul nitrurării este în general mai mare în cazul epruvetelor cu concentrator decît la cele lise ;

– efectul nitrurării asupra epruvetelor cu concentrator este mai mare în cazul şarjelor dublu topite în vid comparativ cu cele simplu topite în vid ;

– efectul nitrurării asupra epruvetelor lise este mai mare în cazul şarjelor simplu topite în vid decît a celor dublu topite în vid ;

– în stare îmbătrînită limita de oboseală a şarjelor simplu topite în vid este mai mică decît a celor dublu topite în vid ceea ce reprezintă o creştere de circa 18%.

Analizînd rezultatele la oboseală obţinute pe oţelul **maraging** indigen cu cele obţinute pe materialul original din aceeaşi clasă se constată că valorile sînt comparabile. Demn de menţionat ca un fapt de importanţă majoră pentru utilizarea practică a acestor oţeluri este micşorarea prin nitrurare a coeficientului efectiv de concentrare la 1,7–2,4 comparativ cu 3,8–4,4 valori obţinute prin îmbătrînire.

Examinări fractografice ale unor epruvete de rezilienţă şi de oboseală prin încovoiere rotativă (lise şi cu concentrator)

Epruvete de rezilienţă. În cazul epruvetelor din şarjele elaborate prin procedeul *TV* casura are un aspect grăunţos, iar în cazul epruvetelor din şarjele elaborate prin procedeul *DTV* casura are un aspect mai fin (figura 2.). Prin analizele microfractografice efectuate în zona centrală a epruvetelor de rezilienţă s-a pus în evidenţă caracterul ductil al ruperii care a avut loc transcristalin evidenţiindu-se formaţiuni con-cupă bine dezvoltate.

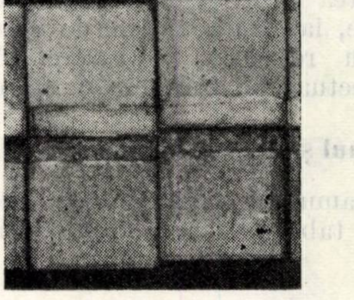


Fig. 2. Aspectul casurii.

Epruvete de oboseală prin încovoiere rotativă. Examinarea microfractografică s-a efectuat pe replici în două trepte nitroceluloză-carbon, prelevate din trei zone distincte ale suprafeţei de rupere la oboseală : zona de iniţiere, zona de trecere şi zona de rupere finală.

Epruvete cu concentrator. În microfotografiile din figurile 3 şi 4 sînt prezentate aspecte tipice din cele trei zone ale epruvetelor îmbătrînite respectiv nitrurate. Aspectele sînt tipice de rupere prin fisurare progresivă la solicitări ciclice.

În cazul epruvetei îmbătrînite se remarcă striuri tipice zonei de oboseală (fig. 3a), striuri care se distanţează pe măsură ce se îndepărtează de amorsa de rupere (fig. 3b). Distanţa crescîndă între striuri denotă o creştere a vitezei de fisurare sub solicitarea ciclică, pe măsură ce creşte distanţa de la amorsă. Adeseori între striuri se remarcă suprapuneri de mici formaţiuni con-cupă de rupere ductilă. Ruperea a avut loc transcristalin. În zona de trecere se observă suprafeţe mari uşor accidentate (fig. 3c) pe care există formaţiuni con-cupă fine ce denotă că ruperea, deşi intercristalină, a avut loc printr-o peliculă ductilă la limita grăunţilor. În zona de rupere finală se remarcă o rupere transcristalină cu aspect ductil de formaţiuni con-cupă (fig. 3d).

În cazul epruvetei durificate superficial prin nitrurare (fig. 4) se remarcă numeroase preci-

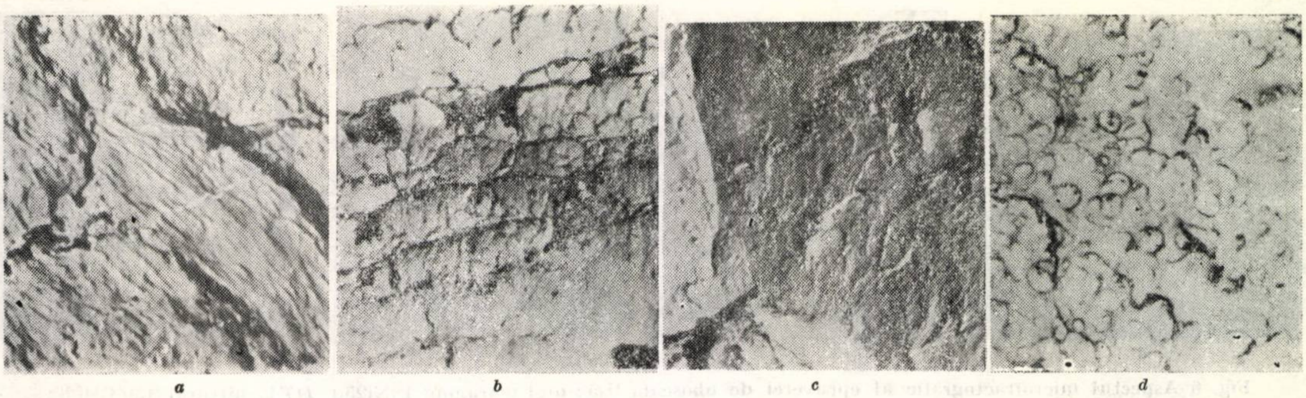


Fig. 3. Aspectul microfractografic al epruvetei de oboseală cu concentrator ; oţel maraging 18 Ni 250, *DTV*, îmbătrînit 480°C/h ; a, b — zona de oboseală — rupere transcristalină ; c — zona de trecere — rupere intercristalină ; d — zona de mijloc — rupere transcristalină cu aspect ductil.

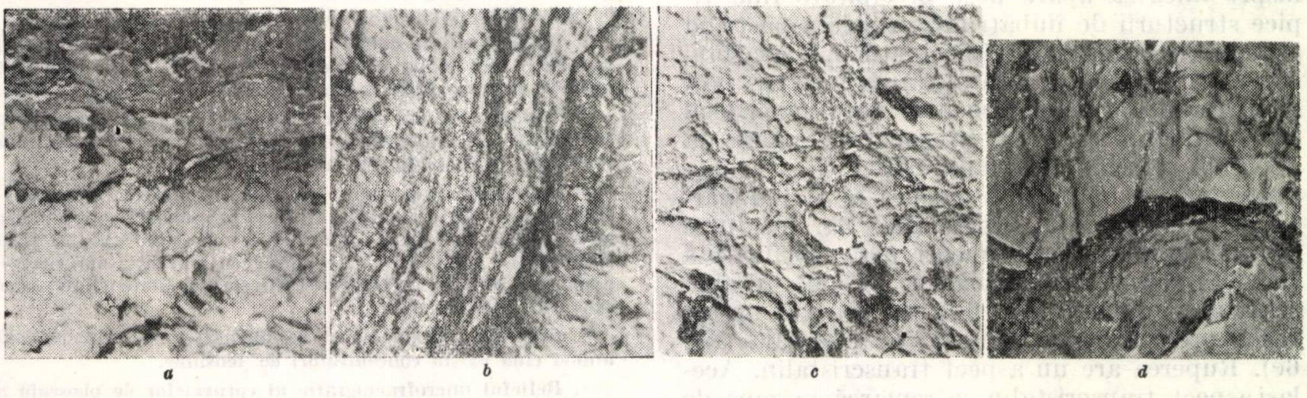


Fig. 4. Aspectul microfractografic al epruvetei de oboseală cu concentrator ; oţel maraging 18 Ni 250, *DTV*, nitrurat 450°C/45h : a,b — zona de oboseală — rupere transcristalină ; c — zona de trecere — rupere transcristalină cu aspect ductil ; d — zona de mijloc — rupere transcristalină.

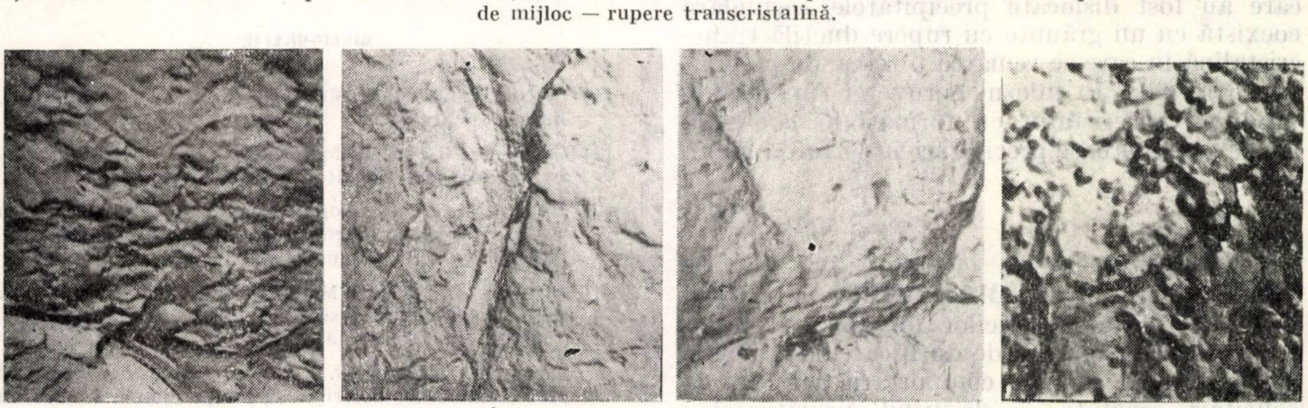


Fig. 5. Aspectul microfractografic al epruvetei de oboseală lisă ; oţel maraging 18Ni250, *DTV*, îmbătrînit 480°C/3h ; a,b — zona de oboseală — rupere transcristalină ; c — zona de trecere — rupere transcristalină ; d — zona de mijloc — rupere transcristalină cu aspect ductil.

pitări pe striurile de oboseală (fig. 4a şi 4b). Prezenţa acestor precipitări observate pe striurile de oboseală a condus la o creştere a rezistenţei la oboseală ele constituind adevărate piedici în propagarea fisurii. În zona de trecere aspectul este tipic ductil de rupere trancristalină cu reţea alveolară cuprinzînd în ochiurile alveolelor precipitate fine (fig. 4c). În zona de rupere finală ruperea are un aspect transcristalin cu liniile de grăunţi bine conturate, iar faţetele de grăunţi lise sau cu aspect accidental amintind prezenţa unor formaţiuni con-cupă foarte fine (fig. 4d).

Epruvete lise. În cazul epruvetei lise îmbătrînite (fig. 5), foarte aproape de amorsa de rupere la oboseală, plaje plane uşor accidentate coexistă cu plaje cu striuri de oboseală ornate cu precipitate mari şi mici (fig. 5a, b).

Ruperea are un aspect transcristalin spre frontul terminal, proporţia de plaje plane creşte,

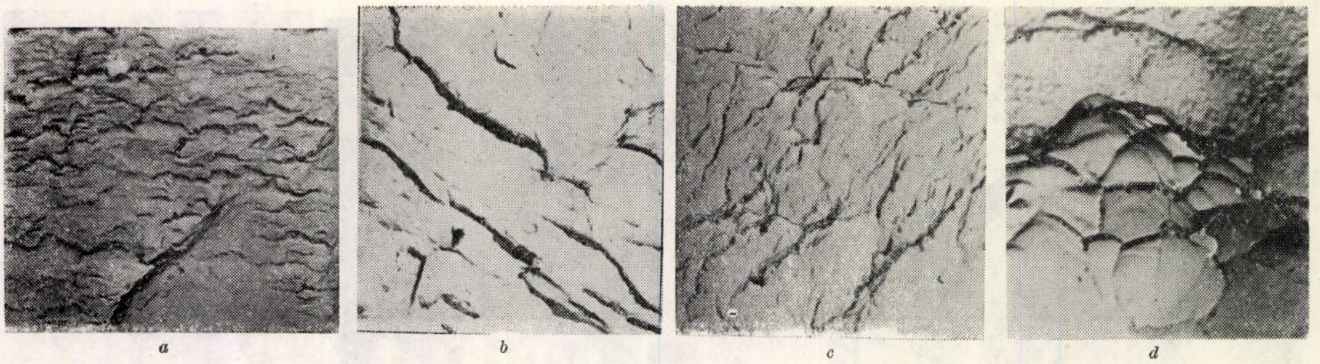


Fig. 6 Aspectul microfractografic al epruvetei de oboseală lisă; oţel maraging 18Ni250, *DTV*, nitrurat 450°C/45h; a,b,c, — zona de oboseală — rupere transcristalină; d — zone de trecere — rupere transcristalină cu aspect ductil.

striurile se împuţinează (fig. 5c), pentru ca înspre miez să apară dese precipitate fine tipice structurii de îmbătrînire, ruperea păstrînd aspectul transcristalin tipic ductil cu formaţiuni con-cupă fine la suprafaţa grăunţilor (fig. 5d).

În cazul epruvetei lise durificate superficial prin nitrurare (fig. 6), în zona de rupere la oboseală striurile sînt mult mai evidente, distanţa între ele creşte pe măsură ce se îndepărtează de frontul de rupere (fig. 6a, b). Între striuri suprafaţa este uneori mai accidentată (fig. 6a) alteori mai plană, cu treptele de oboseală mai evidente (fig. 6b). Se remarcă numeroase precipitări pe striurile de oboseală (fig. 6c). Ruperea are un aspect transcristalin. Acelaşi aspect transcristalin se remarcă în zona de trecere, unde un grăunte cu numeroase locuri din care au fost dislocate precipitatele secundare coexistă cu un grăunte cu rupere ductilă transcristalină în care se remarcă o reţea de precipitare (fig. 6d). În miezul epruvetei ruperea s-a produs transcristalin cu formaţiuni con-cupă tipice şi numeroase precipitări în vîrful conului.

Concluzii

Din experimentările efectuate în faza de laborator pe oţeluri **MARAGING** cu scopul cunoaşterii caracteristicilor mecanice şi a influenţei tratamentului de durificare superficială prin nitrurare asupra comportării acestora la solicitări repetate se desprind următoarele:

1. Oţelul maraging indigen se încadrează în clasa 18 Ni 300 (şarjele 1, 2, 4 şi 6) şi 18 Ni 250 (şarjele 17, 18, 19 şi 20).

2. Rezistenţa la oboseală prin încovoiere rotativă obţinută pe oţelul maraging indigen este comparabilă cu cea obţinută pe oţelul maraging original din aceeaşi clasă (18 Ni 250).

3. Elaborarea prin dublă topire sub vid (*DTV*) oferă calităţi superioare din punct de vedere al comportării la solicitări repetate, în comparaţie cu elaborarea prin simpla topire în vid.

4. Tratamentul de durificare superficială prin nitrurare comparativ cu tratamentul de îmbătrînire duce la creşterea rezistenţei la oboseală prin încovoiere rotativă.

5. Deosebit de important este faptul că durificarea superficială prin nitrurare a oţelului elaborat prin topire în vid conduce la o creştere mai mare a limitei de oboseală (22—27% la epruvete lise şi 50—51% la epruvete cu concentrator), decît o nouă retopire în vid (18% la epruvete lise îmbătrînite) care este mult mai scumpă.

6. Eficienţa tratamentului de nitrurare este mai ridicată atunci cînd există concentratori de tensiune.

7. Relieful microfractografic al epruvetelor de oboseală a pus în evidenţă un caracter ductil al ruperilor chiar la epruvetele durificate superficial prin nitrurare.

BIBLIOGRAFIE

[1] ***Nickel maraging Steels in the aerospace industry. International Nickel.

[2] *Contractor, G.P.*: Quelques aspects des aciers Maraging à 18 Ni-Co-Mo, Cobalt, Decembre 1966, p. 187—200.

[3] *Haynes, A.G.*: Development and future potential of waraging steels, Journal of the Royal Aeronautical Society, vol. 70, August 1966, p. 766—772.

[4] *Haynes A.G.*: L'acier Maraging et les aciers faiblement allies a très haute résistance; Revue de métallurgie, Juillet-Août 1966, p. 555—569

[5] *Diez, J.M., Salkim, R.V.*: Appraisal of the locati and prot methods for determining fatigue limits, Journal of Materials JMLSA, vol. 7, Nr. 1, March 1972, p. 32-37.

[6] *Nădăşan, St., Horovitz B., Bernath, Al., Safta, V.*: Oboseala metalelor, Editura Tehnică, 1962.

CZ: 669.18

Posibilități de realizare a îmbinărilor sudate prin difuzie la aliajele de zirconiu. Aplicații în construcții C.N.E.

Ing. Florian SALA, ing. Zoltan BALATON – I.S.I.M. Timişoara

Introducere

Utilizarea unor metale şi aliaje speciale la construcţiile nucleare, aeronautice şi spaţiale a contribuit la apariţia, în ultimii ani, a unor metode noi de îmbinare ca urmare a imperativelor impuse de caracteristicile particulare ale acestor metale.

Problema îmbinării prin sudare a unor metale se pune din ce în ce mai mult în construcţiile metalice moderne. La reactoarele nucleare utilizarea unor aliaje speciale ca de exemplu zircaloy-2, aliaje uşoare pe bază de magneziu sau aluminiu este din ce în ce mai frecventă datorită absorbţiei lor scăzute de neutroni.

Realizarea unor îmbinări între materiale disimilare ca zircaloy-2 — oţel inoxidabil, aluminiu — oţel inoxidabil ş.a.m.d. în cele mai multe cazuri nu se pot efectua prin procedee de sudare convenţionale nici chiar prin sudarea cu fascicul de electroni. Îmbinarea prin difuzie s-a dovedit realizabilă la aceste tipuri de materiale.

Îmbinările prin difuzie se pot clasifica în două categorii [1]:

— difuzie în fază solidă.

— difuzie eutectică.

Deosebirea esenţială între aceste procedee constă în faptul că la primul, difuzia are loc la o temperatură mult sub temperatura apariţiei fazei lichide, iar la a doua difuzia are loc la o temperatură egală sau ceva mai mare decît o temperatură eutectică din diagrama sistemului invederat. În acest din urmă caz între cele două piese de îmbinat apare un strat foarte subţire de lichid cu concentraţie eutectică ce accelerează difuzia. Îmbinarea prin difuzie eutectică nu se poate realiza decît între materiale disimilare în cazul în care aceste materiale formează o soluţie solidă.

Difuzia poate fi de asemenea accelerată folosind un strat intermediar între cele două suprafeţe de îmbinat. Acest procedeu este cunoscut în literatură [1] ca îmbinare prin difuzie activată.

Consideraţii teoretice

Cinetica fenomenului de difuzie. Difuzia este un fenomen ce apare la orice metal, la orice temperatură deasupra temperaturii de zero absolut. Ea constă în migrarea atomilor şi a vacanţelor în metale. Viteza cu care are loc această migraţie este puternic dependentă de temperatură. Influenţa temperaturii asupra difuziei poate fi descrisă prin relaţia:

$$D = D_0 \exp\left(-\frac{W}{KT}\right) \quad (1)$$

unde:

D — este coeficientul de difuzie a materialului;
D_0 — este o constantă ce depinde de natura structurii cristaline;
W — depinde de natura substanţei;
K — este constanta lui Bolzmann;
T — este temperatura absolută.

Cînd difuzia este controlată de mişcarea vacanţelor:

$$W = E_f + E_m \quad (2)$$

unde:

E_f — este energia de formare a unei vacanţe, iar E_m — este energia necesară pentru a o mişca.

Cinetica difuziei poate fi descrisă de legea a 2-a a lui Fick [2; 3]:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(D\frac{\partial c}{\partial x}\right) \quad (3)$$

unde:

c — reprezintă concentraţia la un moment t, într-un punct x (s-a considerat cazul difuziei unidimensionale, x fiind distanţa de la interfaţa iniţială).

În cazul a două metale de lungime infinite (la care se poate considera că, concentraţia la cele două capete rămîne nemodificată), aşezată cap la cap, soluţia ecuaţiei (3) este:

$$C(x, t) = \frac{C_0}{2}\left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}}\int_0^{\frac{x}{2\sqrt{D.t}}} exp\,(-y^2)\,dy\right. \quad (4)$$

unde:

c_0 este concentraţia iniţială în punctul $x = 0$. Cantitatea D.t este o măsură a distanţei pe care o parcurg atomii în timpul t, şi dă, într-o anumită primă aproximaţie, dimensiunile regiunii în care concentraţia suferă modificări considerabile

Mecanismul formării îmbinării prin difuzie. Pentru explicarea coalescenţei celor două suprafeţe solide King şi Owczarski [4] au propus un mecanism valabil pentru îmbinarea materialelor de acelaşi tip. Mecanismele descrise de modelul propus se desfăşoară în trei etape dominate de procese microstructurale distincte. Figura 1 a reprezintă condiţiile iniţiale la temperatura mediului ambiant unde suprafaţa reală de contact se realizează numai prin contingenţa unor as-

perităţi. În urma presiunii exercitate apar deformaţii plastice care duc la creşterea suprafeţelor de contact. Aceasta are loc în prima etapă

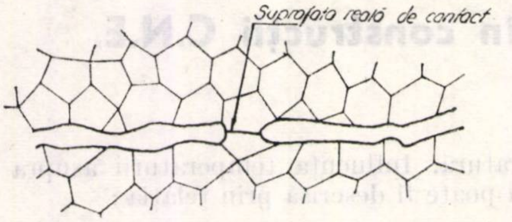


Fig. 1a. Contact iniţial — se limitează numai la cîteva asperităţi

în timpul încălzirii la temperatura de lucru stabilită. Cu scăderea rezistenţei asperităţilor are loc o creştere rapidă a ariei suprafeţei de contact care pe de altă parte duce la o scădere a tensiunii aplicate din exterior iar viteza de deformare scade. Din cauza rugozităţilor superficiale iniţiale la interfaţă rămîn goluri — figura 1b.

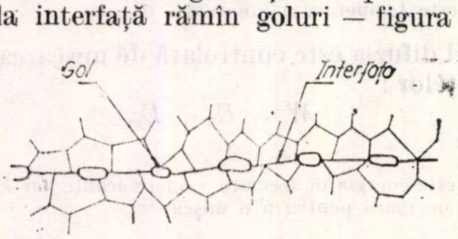


Fig. 1b. Prima etapă a formării îmbinării prin difuzie deformaţia plastică a asperităţilor superficiale.

În acelaşi timp suprafeţele de contact devin limite de grăunţi. În etapa a 2-a golurile se contractă şi limitele de grăunţi migrează în cele două componente, părăsind interfaţa — figura 1c. În această etapă apar două tipuri de

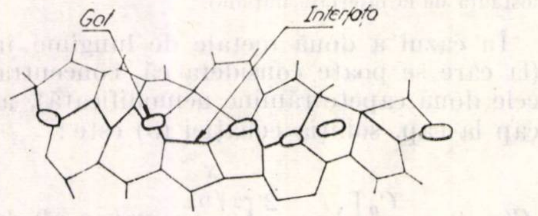


Fig. 1c. Etapa a doua — dfiuzia atomilor spre goluri de-a lungul limitelor de grăunţi şi migraţia limitei de grăunţi.

difuzie: difuzia volumică, reprezentată cu I în figura 1d şi difuzia de-a lungul limitei de

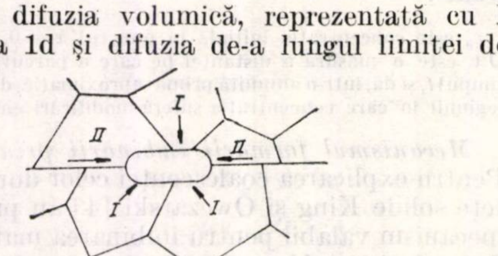


Fig. 1d. Direcţiile de difuzie a atomilor spre goluri, vacanţele difuzează în sens opus.

grăunţi reprezentată cu II. În etapa a 3-a golurile rămase sînt capturate prin procese de difuzie subsecvente, fiind izolate de limitele de grăunţi, eliminîndu-se prin difuzie volumică (I) (fig. 1c).

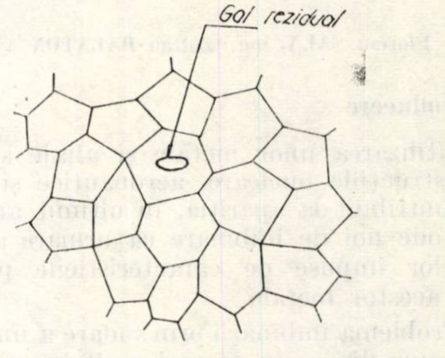


Fig. 1c. Etapa a treia — difuzia volumică a atomilor spre goluri.

În modelul propus prima etapă este dominată de mecanismele de deformaţie iar în celelalte două este determinată difuzia. Principial deci, aplicarea presiunii este necesară în prima etapă. Examinările metalografice au evidenţiat că deşi această presupunere este corectă în principiu, aplicarea în continuare a presiunii în etapele doi şi trei duce la o scădere a numărului de goluri din îmbinare, deci îmbunătăţeşte calităţile îmbinării [5].

Parametrii şi influenţa lor asupra îmbinării prin difuzie

Temperatura. Creşterea temperaturii accelerează procesul de difuzie, ca urmare a creşterii coeficientului de difuzie în conformitate cu formula (1). Temperatura de lucru este totuşi limitată de faptul că valori prea ridicate ale temperaturii ar duce la înrăutăţirea caracteristicilor mecanice ale îmbinării. Kazakov [5] propune ca temperatura de lucru să nu depăşească 0,6—0,8 C_T, unde C_T reprezintă temperatura de topire a materialului.

Timpul. Pentru o difuzie unidirecţională distanţa medie parcursă de un atom se exprimă prin expresia:

$$\overline{X} = k\sqrt{D\cdot t} \quad (5)$$

Astfel că adîncimea de pătrundere este proporţională cu $t^{1/2}$ Din lucrările [4, 5] reiese că la temperatură şi presiune constantă o creştere a timpului de menţinere produce într-o anumită limită o creştere a rezistenţei de tracţiune. În practică, durata procesului de difuzie depinde de mulţi parametri, putînd varia de la cîteva secunde la mai multe ore. Trebuie însă evidenţiat, că în anumite cazuri o mărire a timpului de menţinere duce la o fragilizare în special în cazul în care se precipită compuşi intermetalici

Presiunea. Aplicarea unei presiuni permite realizarea unui contact intim al materialelor de îmbinat prin dispariția microasperităților ca urmare a deformațiilor plastice. O mărire a presiunii duce la o creștere a vitezei de îmbinare. Această mărire a presiunii este însă limitată. Nici o presiune, oricît de mare, nu poate elimina complet neregularitățile suprafețelor în contact, ducînd însă la deformații inadmisibile ale pieselor ce urmează a fi îmbinate. La îmbinarea prin difuzie presiunile utilizate pentru majoritatea metalelor și aliajelor sînt cuprinse între 2 și 20 MPa, în unele cazuri ca la molibden și wolfram ajungînd la 70 MPa.

Starea suprafeței. Calitatea suprafeței este un parametru important, întrucît ea condiționează posibilitatea migrării atomilor dintr-o piesă în alta. În practică după prelucrarea mecanică aleasă care permite obținerea rugozității impuse a suprafețelor, piesele vor fi :

— curățate în băi pentru dizolvarea grăsimilor (băi de tricloretilenă, acetonă, alcool sau xylen) ;
— decapate în băi chimice.

Atmosfera de lucru. La îmbinarea prin difuzie apare, ca o necesitate, minimalizarea influenței mediului ambiant (oxigen, azot, hidrogen și bioxid de carbon). Din acest motiv îmbinările trebuie executate în mediu inert sau în vid. Cela mai bune rezultate obținîndu-se însă în vid. În funcție de natura pieselor de îmbinat se lucrează într-un vid cuprins între 10^{-1} și 10^{-3} Pa.

Imbinarea prin difuzie eutectică a oțelului inoxidabil cu zircaloy-2

Zircaloy-2 este un material de bază în construcția reactorilor nucleari avînd o secțiune eficace de absorbție a neutronilor mică în comparație cu alte materiale ; el are în același timp, caracteristici mecanice ridicate și o rezistență la coroziune mare în apă la temperaturi ridicate.

Un alt material folosit în mod curent în construcția reactorilor nucleari este oțelul inoxidabil. Apare deci inevitabilă o îmbinare între aceste două materiale. Îmbinările obținute cu arc electric sînt confruntate cu fenomene de fragilizare și prezintă o rezistență scăzută la coroziune.

Un studiu al diagramelor de echilibru [6; 7] figurile 2a, 2b și 2c, evidențiază că majoritatea elementelor de aliere a oțelului inoxidabil formează aliaje binare complexe cu zirconiul. Majoritatea acestor sisteme prezintă faze intermediare cu cîteva puncte eutectice. Reiese deci că zircaloy-2 formează o fază lichidă la o temperatură mai scăzută decît temperatura de topire a oricărui element de aliere. Această fază eutectică, cu temperatură de topire scăzută, prezintă un interes la îmbinarea oțelului inoxidabil cu zircaloy-2. Pe aceste principii s-au realizat îmbinările experimentale după tehnologii, ce vor fi explicate în paragraful următor.

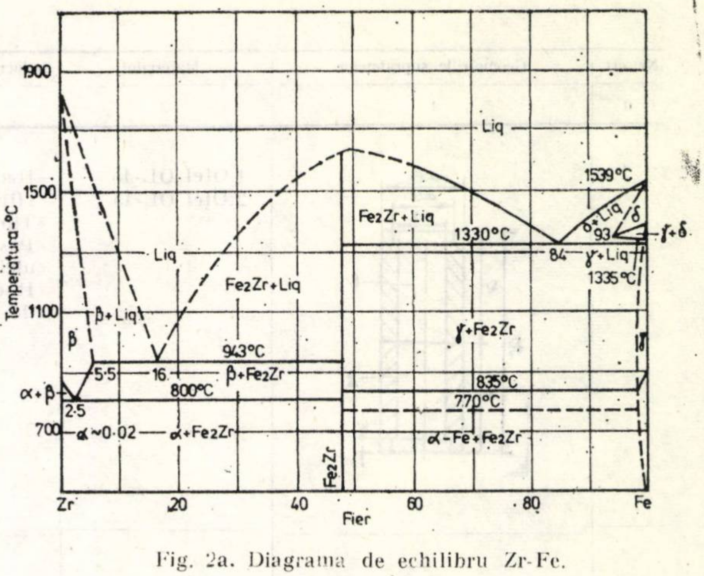


Fig. 2a. Diagrama de echilibru Zr-Fe.

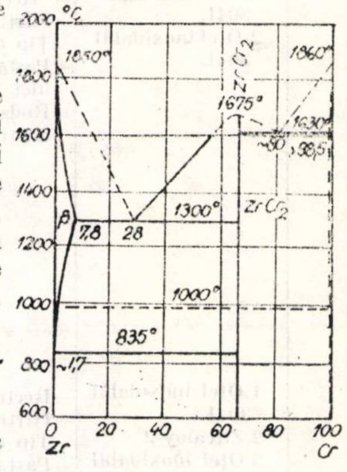


Fig. 2b. Diagrama de echilibru Zr-Cr.

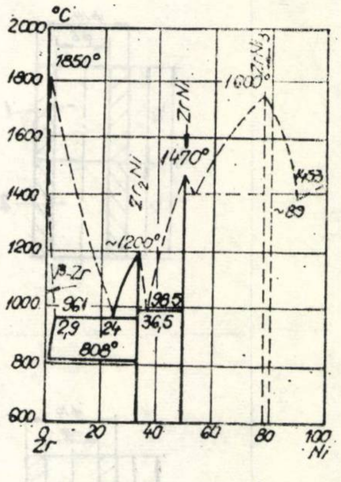


Fig. 2c. Diagrama de echilibru Zr-Ni.

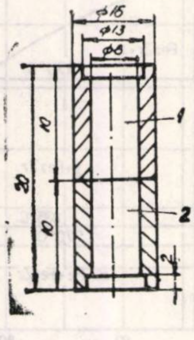
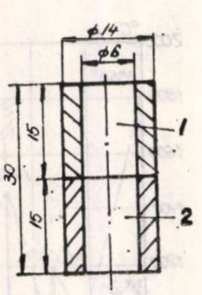
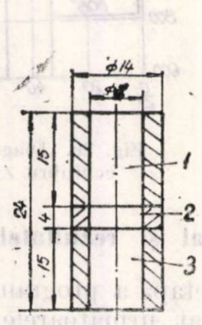
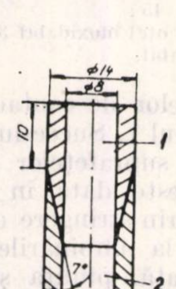
Program experimental și rezultatele obținute

În această primă etapă a programului experimental s-au încercat următoarele tipuri de materiale pentru a realiza îmbinări prin difuzie :

— oțel OL 45 — oțel OL 45 ;
— oțel inoxidabil 304 L — oțel inoxidabil 304 L ;
— zircaloy-2 — oțel inoxidabil.

Geometriile suprafețelor de contact adoptate sînt prezentate în tabelul 1. Succesiunea operațiilor de prelucrare a suprafețelor în vederea realizării îmbinărilor este dată în tabelul 1. Presiunea s-a realizat prin strîngere cu șurub și plăcuță intermediară la îmbinările cilindrice cap la cap. Tija filetată, piulița și plăcuțele intermediare s-au realizat din oțel refractar pentru ca dilatarea lor termică să fie mai mică decît a probelor, astfel asigurîndu-se o presiune între cele două piese în tot timpul încălzirii și răcirii pieselor. Cu acest sistem de strîngere nu s-a putut evalua cu acuratețe, presiunea exer-

Tabelul 1

Nr. crt.	Geometriile suprafețelor	Materialul	Prelucrarea suprafețelor*)	Presiunea **)	Ciclul termic
0	1	2	3	4	5
1		1.Oțel OL-45 2.Oțel OL-45	—Rectificare —Hîrtie HCn Tip 60—600A —Pastă siliconică în ulei —Rodare cu scrum de țigări	S-a realizat prin stringere cu șurub p > 20 MPa evaluat prin măsurători TER	—Incălzire la 900°C —Timpul încălzirii : 45 min —Timp de menținere 900°C—10 min —Timp de răcire : 50 min. —Răcire în vid : 200°C
2		1.Oțel inoxidabil 304L 2-Oțel inoxidabil 304L	— Rectificare —Hîrtie HCn Tip 60—600A —Pastă siliconică în ulei —Rodare cu scrum de țigări	S-a realizat prin strîngere cu șurub p> 20 MP a evaluat prin măsurători TER	—încălzire la 1000°C —Timpul încălzirii : 50 min —Timp de menținere 1000°C—20 min —Timp de răcire ; 65 min. —Răcire în vid 200°C
3		1.Oțel inoxidabil 304L 2.Zircaloy-2 3.Oțel inoxidabil 304L	—Rectificare —Hîrtie HCn Tip 60—600A —Pastă siliconică în ulei —Rodare cu scrum de țigări	S-a realizat prin strîngere cu șurub p > 20 MPa evaluat prin măsurători TER	— Încălzire la 1020°C —Timpul încălzirii : 50 min —Timp de menținere 1020°C—10 min —Timp de răcire : 70 min —Răcire în vid 200°C
4		1.Oțel inoxidabil 304L 2.Zircaloy-2	—Șlefuire cu pastă siliconică în ulei	S-a realizat pe baza diferenței coeficienților de dilatație termică	— Încălzire la 1020°C —Timpul încălzirii : 60 min —Timp de menținere 1020°C—10 min —Timp de răcire : 70 min —Răcire în vid 200°C

* Curățirea suprafețelor : degresare în acetonă
** Atmosfera de lucru : Vid 2.10.$^{-5}$ tori

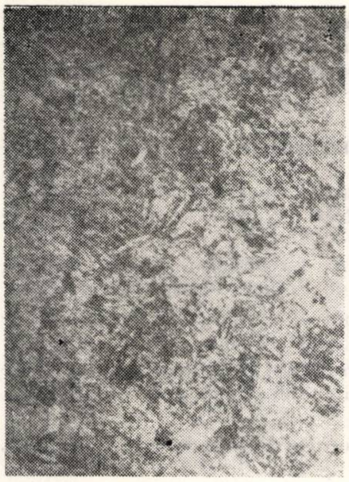


Fig. 3a. Micrografie din zona îmbinării pentru cuplul OL45-OL45.

Fig. 3b. Microstructura din zona îmbinării pentru cuplul oţel inoxidabil 304L — oţel inoxidabil 304L.

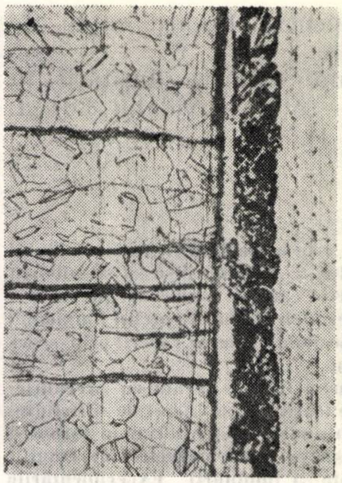


Fig. 3c. Microstructură din zona îmbinării pentru cuplul oţel inoxidabil 304 L — zircaloy-2 (tip sandwich).

Fig. 3d. Microstructură din zona îmbinării pentru cuplul oţel inoxidabil 304L — zircaloy-2 (îmbinare conică).

citată, ea fiind estimată prin măsurători T.E.R. ca find mai mare de 20 MPa. Valorile măsurate sînt date în tabelul 1. La probele cu profil conic, presiunea necesară îmbinării s-a obţinut prin diferenţa dintre coeficienţii de dilatare termică între zircaloy-2 şi oţelul inoxidabil. Coeficientul de dilatare termică a zircaloy-2-ului fiind de 3 ori mai mic decît al oţelului inoxidabil.

Estimarea presiunii în cazul îmbinării între zircaloy-2 şi oţel inoxidabil cu suprafeţe conice s-a făcut cu relaţia:

$$p = \frac{(\alpha_1 - \alpha_2)\, E_1\, E_2\, \Delta T}{E_1 + E_2} \tag{6}$$

relaţie valabilă numai în domeniul deformaţiilor mici, pînă la apariţia deformării plastice a zirconiului. În această relaţie:

ΔT este variaţia temperaturii;

α_1 şi α_2 — coeficienţii de dilataţie lineară a oţelului inoxidabil şi a zirconiului;

E_1 — este o valoare medie a modulului de elasticitate a oţelului inoxidabil; E_2 — este modulul de elasticitate a zirconiului [7].

După apariţia deformării plastice a zirconiului, presiunea scade; acest lucru, însă, nu mai influenţează procesul de difuzie. Limita de curgere a aliajelor de tip zircaloy la temperatura camerei este în jur de 7 MPa [7], astfel că deformarea plastică a aliajului de zirconiu va apare deja la o temperatură sub 100°C, asigurînd contactul intim necesar procesului de difuzie. Diferenţa între valorile coeficienţilor de dilatare termică asigurînd în prima fază presiunea necesară între suprafeţele de contact prezintă un dezavantaj în procesul de răcire, unde duce la apariţia unor tensiuni care pot produce fisuri în zona îmbinării. Din acest motiv este de preferat folosirea unei presiuni externe.

Utilajul folosit pentru realizarea îmbinărilor este camera de vid a instalaţiei de radiologie goniometrică (la temperaturi ridicate), sovietică de tipul YPBT-1500 cu un sistem de încălzire cu rezistenţe electrice.

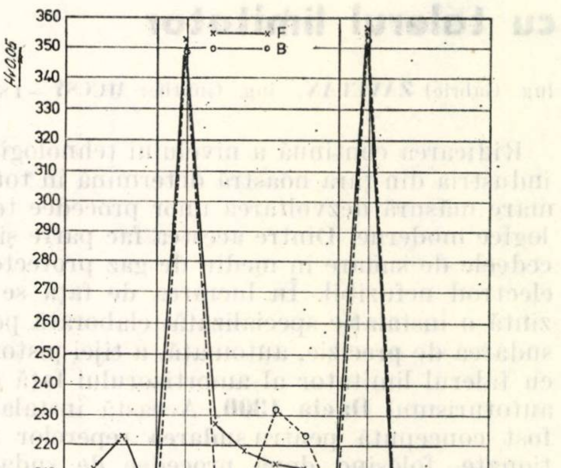


Fig. 3e. Variaţia microdurităţii la o îmbinare oţel inoxidabil 304L — zircaloy-2 de tip sandwich.

Parametrii de lucru sînt daţi în tabelul 1. Figurile 3a, 3b, 3c şi 3d reprezintă micrografii

din zona îmbinării pentru fiecare cuplu de materiale experimentate.

Figura 3e reprezintă variaţia durităţii în îmbinarea zircaloy-2 — oţel inoxidabil 304 L (poziţia 3 din tabelul 1).

Concluzii

● **Îmbinarea prin difuzie este aplicabilă în cazul cuplului oţel inoxidabil 304 L—zircaloy-2. Trebuie însă să se aibă în vedere faptul că, aliajul eutectic care se formează, prezintă o duritate mai mare decît materialele de bază, oţelul inoxidabil 304 L sau zircaloy-2, făcînd posibilă iniţierea ruperii prin separare (fragilă) în această zonă.**

● **Utilizarea acestei îmbinări trebuie făcută cu precauţie, după o evaluare a nivelului de tensiuni şi a vitezei de solicitare. Datorită tensiunilor importante ce pot apare în timpul formării îmbinării în cursul răcirii, este posibil, ca efectele de fragilizare să compromită continuitatea îmbinării. Experimentările au relevat, că acest efect se diminuează atunci, cînd configuraţia îmbinării conduce la o forţă de stringere aplicată din exterior.**

● **Experimentările pe cuplurile oţel OL-45—oţel OL-45 şi oţel inoxidabil 304 L—oţel inoxidabil 304 L au relevat o continuitate perfectă în zona îmbinării, fără modificarea structurii, discontinuităţile apărînd numai cînd curăţirea suprafeţelor şi aplicarea forţei de stringere nu s-au efectuat destul de controlat.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Schwartz, M.M.* : Modern metal joining techniques, Wiley-Interscience, New York, London, Sydney, Toronto 1969, p. 370—472.

[2] *Adda, Y., Philibert, J.* : La diffusion dans les solides, Pesses Universitaires de France, Paris, 1966.

[3] *Schley, R.* : Thèses pour obtenir le titre de docteur de l'Université de Lyon, Lyon, 1968.

[4] *King, H.W., Owczarski W.A.* : Additional studies on the diffusion Welding of Titanium, Welding Journal 47 (10), p. 444—450, 1968.

[5] *Kazakov, N.F.* : Svarocinoe Proizvodstvo, nr. 8, 1962, p. 31—34.

[6] *Owczarski, W.A.* : Eutectic brazing of zircaloy-2 to type 304 stainless steel, Welding Journal, 41 (2) 1962, p. 78—83.

[7] *Miller, G.L.* : Zirconium, London Butterworths Scientific Publications, 1957.

CZ : 621.791

Sudarea automată a tijei amortizorului „DACIA 1300" cu talerul limitator

Ing. Gabriel ZAVULAN, ing. Gunther MUCSY — I.S.I.M. Timişoara

Ridicarea continuă a nivelului tehnologic din industria din ţara noastră determină în tot mai mare măsură dezvoltarea unor procedee tehnologice moderne. Dintre acestea fac parte şi procedeele de sudare în mediu de gaz protector cu electrod nefuzibil. În lucrarea de faţă se prezintă o instalaţie specializată, elaborată pentru sudarea de precizie, automată, a tijei pistonului cu talerul limitator al amortizorului faţă de la autoturismul **Dacia 1300**. Această instalaţie a fost concepută pentru sudarea reperelor menţionate, folosind două procedee de sudare şi anume : sudarea cu plasmă şi sudarea în mediu de argon prin procedeul *WIG*. Instalaţia a fost elaborată la Institutul de sudură şi încercări de materiale Timişoara şi se găseşte în funcţiune la Intreprinderea de piese auto Sibiu.

1. Operaţia de sudare a tijei pistonului cu talerul limitator este ultima operaţie cuprinsă în procesul tehnologic de fabricaţie al subansamblului respectiv. Ea se execută în condiţiile în care tija pistonului este complet finisată, adică tratată superficial, cromată şi lustruită la luciu oglindă. Drept urmare, subansamblul sudat trebuie să îndeplinească o serie de condiţii care presupun realizarea unor îmbinări sudate de înaltă calitate. Aceste condiţii sînt următoarele :

a) rezistenţa la tracţiune . . . . . . .minim 45.000 N ;
b) deformaţia tijei după sudare . . . .maxim 0,08 mm ;
c) poziţionarea talerului pe tijă la cota 179 ± 0,1 mm ;
d) zonă de influenţă termică pe suprafaţa activă a tijei . . . . maxim 10 mm ;
e) nu se admit stropi, zgîrieturi sau lovituri pe suprafaţa tijei ;
f) nu se admit defecte de sudare vizibile (pori, fisuri).

În figura 1 se prezintă tija amortizor faţă completă.

Dintre condiţiile enumerate mai sus numai rezistenţa la tracţiune şi deformaţia tijei după sudare depind direct de regimul de sudare folosit. Pentru poziţionarea talerului pe tijă la

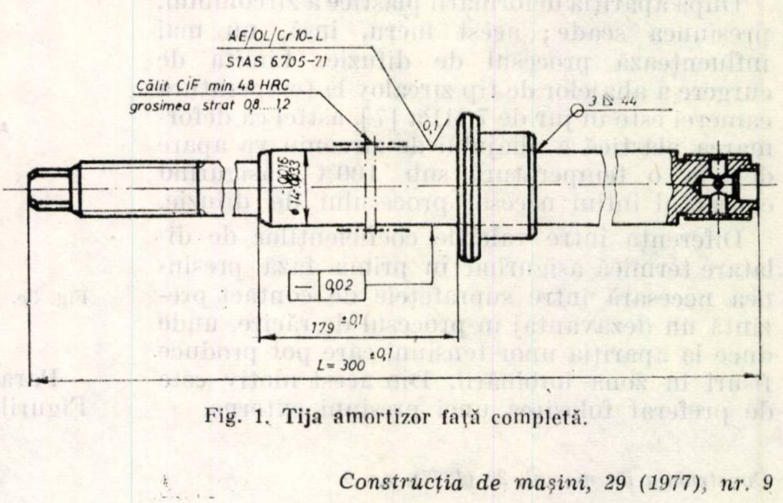


Fig. 1. Tija amortizor faţă completă.

cota 179 $\pm$ 0,1 mm și pentru limitarea zonei de influență termică pe suprafața activă a tijei a fost realizat un dispozitiv, conceput special în acest scop. Cota 179 $\pm$ 0,1 mm poate fi realizată cu ușurință prin reglarea , de la un șurub micrometric, a distanței dintre suprafețele de tamponare a tijei, respectiv talerului limitator.

Pentru reducerea zonei de influență termică dispozitivul a fost astfel conceput încît să preia o cantitate importantă de căldură din imediata vecinătate a cusăturii. Din datele de exploatare a instalației și în baza probelor efectuate asupra produselor din seria zero a rezultat că sudarea de precizie poate fi aplicată cu rezultate bune și în condițiile unei producții de serie. La instalația de sudare cu plasmă și *WIG* a tijei amortizorului cu talerul limitator, tip IST-1, în cazul ambelor procedee, procesul de sudarea decurge după un program prestabilit. Personalul care deservește instalația inițiază procesul de sudare, oprirea efectuîndu-se automat după realizarea programului de sudare prestabilit.

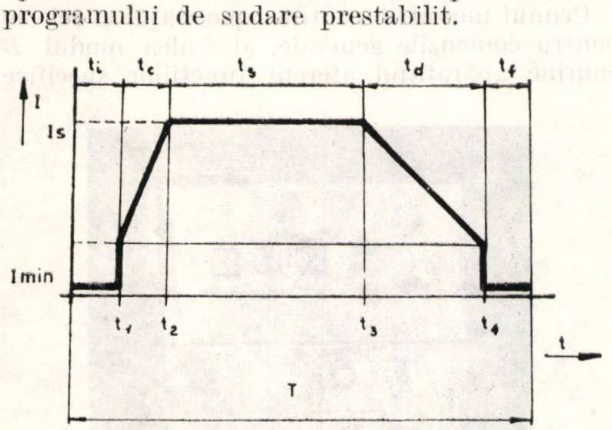


Figura 2. Diagrama ciclului de sudare.

În figura 2 se prezintă diagrama unui ciclu de sudare. Principalii parametri care definesc programul de sudare sînt :

— timpul de preadmisie a gazului . . . . t_i
— valoarea minimă a curentului . . . . *Imin*
— valoarea curentului de sudare . . . . I_s
— timpul de creștere a curentului . . . . t_c
— timpul de sudare la curent constant . . . . t_s
— timpul de descreștere a curentului . . . . t_d
— timpul de postadmisie a gazului . . . . t_f
— timpul total al programului de sudare . . . . . . *T*
— timpul total de sudare . . . . $T\ldots(t_i+t_f)$

Un parametru important al programului de sudare este și viteza de rotire a piesei. Valoarea acestuia se stabilește în funcție de valoarea timpului de sudare la curent constant, respectiv de valoarea curentului de sudare.

2. La sudarea prin procedeul *WIG* în domeniul curenților mici (sub 15—20 A), apar unele neajunsuri legate de menținerea stabilă a arcului electric pe direcția de sudare și menținerea unei pătrunderi uniforme. În cazul instalației IST-1 valoarea curentului de lucru se situează în domeniul arătat mai sus numai la începutul și sfîrșitul operației de sudare, valoarea nominală a curentului de sudare fiind de 5. . . 6 ori mai mare. Pe de altă parte, în condițiile de mecanizare și automatizare asigurate de instalația IST-1 se realizează o poziționare precisă a capului de sudare în raport cu piesa de sudat, fapt care face ca procedeul de sudare *WIG*, în acest caz concret, să fie la fel de eficient ca și procedeul de sudare cu plasmă.

La instalația IST-1, trecerea de la sudarea cu plasmă la sudarea *WIG* implică schimbarea capului de sudare, reglarea curentului de lucru și a vitezei de rotire a piesei la valorile cerute de procesul tehnologic, precum și trecerea unui comutator pe poziția care indică sudarea cu procedeul ales. Parametrii regimurilor de sudare, pentru cele două procedee, au următoarele valori :

a) La sudarea cu plasmă :

— curentul de sudare . . . . 65. . .70 A ;
— viteza de sudare . . . . 9,5. . .11m/h ;
— turația piesei de sudat . . . . 3. . .3,5 rot/min ;
— debitul gazului plasmagen . . . . 30. . .40l/h
— presiunea gazului plasmagen . . . 0,05. . .0,08 bar ;
— debitul gazului de protecție . . . . 450. . .500 l/h ;
— presiunea gazului de protecție . . . . 0,8. . 1,0 bar ;
— timpul total de sudare . . . . 24. . .27 s ;
— timpul de creștere a curentului . . . . 1,5 s ;
— timpul de descreștere a curentului . . . . . 5,5 s ;
— distanța cap de sudare-piesă (*l*, fig. 3) . . . 2. . .3 mm .

b) La sudarea *WIG* :

— curentul de sudare . . . . 100. . .110A ;
— viteza de sudare . . . . 12,5. . .13 m/h ;
— turația piesei de sudat . . . . . . 3,8. . .4,2 rot/min ;
— debitul gazului de protecție . . . . . 450. . .500 l/h ;
— presiunea gazului de protecție . . . . . 0,8 . .1,0 bar ;
— timpul total de sudare . . . . 22—24 s ;
— timpul de creștere a curentului . . . . 1,7 s ;
— timpul de descreștere a curentului . . . . 6,3 s ;
— distanța electrod-piesă (*l*, fig. 3) . . . . . . 2. . .3 mm.

Asamblarea prin prindere provizorie nu este necesară în cazul de față întrucît poziționarea și fixarea pieselor de sudat este asigurată de dispozitivul de sudare. În figura 3 se prezintă

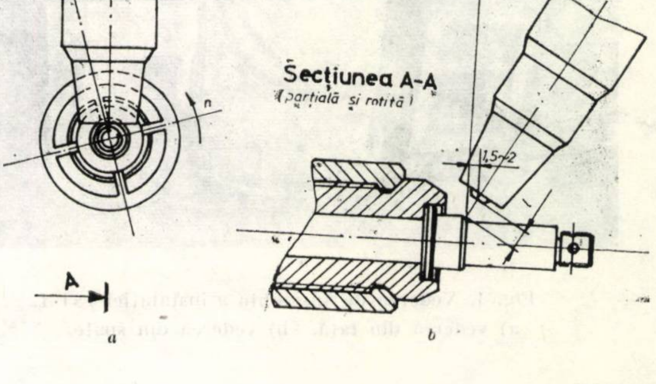


Fig. 3. Poziția capului de sudare în raport cu piesa de sudat, la sudarea cu plasmă și *WIG*.

poziția capului de sudare în raport cu piesele de sudat, la sudarea cu plasmă și în mediu de argon (*WIG*), precum și distanța dintre capul de sudare, respectiv electrod și piesă.

3. La elaborarea instalației IST-1 s-a avut în vedere utilizarea unor subansamble ale instalației de sudare și tăiere cu plasmă și microplasmă tip. IPM 10/100 care este asimilată în țară. Componența instalației IST-1 este următoarea:

— pupitrul de comandă;
— sursa pentru arcul transferat, tip RSP—160 (de la IPM 10/100);
— sursa pentru arcul pilot cu oscilator I.F., tip AP—10 (de la IPM10/100);
— capul de sudare cu plasmă;
— capul de sudare *WIG*;
— instalația de reglare a vitezei de sudare;
— dispozitivul de rotire a tijei;
— dispozitivul de sudare;
— dispozitivul de fixare a capului de sudare.

Subansamblele specializate pentru sudarea tijei sînt pupitrul de comandă și dispozitivul de sudare. Sursele de curent, rețeaua de apă, buteliile de argon, rețeaua de alimentare cu energie electrică se racordează la pupitrul de comandă prin intermediul unor racorduri și borne accesibile în spatele pupitrului. Aceste borne și racorduri sînt protejate cu capace metalice. La stabilirea formei și dimensiunilor de gabarit ale pupitrului de comandă s-a ținut seama de condițiile necesare pentru a asigura operatorului o poziție comodă de lucru și o bună accesibilitate a aparatajului. Dispozitivul de sudare a fost amplasat pe pupitrul de comandă într-o poziție care să permită o manevrare și exploatare ușoară.

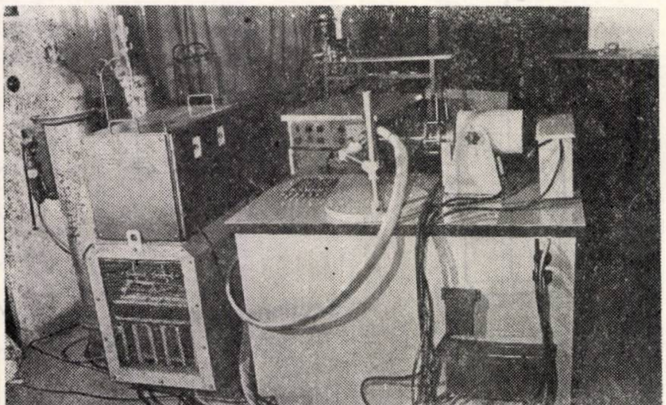
În figura 4 sînt prezentate două vederi de ansamblu ale instalației IST-1, pregătită pentru sudare.

Pupitrul de comandă conține întregul echipament electric necesar automatizării operației de sudare. Dispunerea acestui echipament electric s-a făcut în trei module. În figura 5 se prezintă o vedere frontală a modulelor de comandă în stare asamblată.

Primul modul *A* conține aparatajul și releele pentru comenzile generale, al doilea modul *B* conține aparatajul aferent funcțiilor specifice instalației IST-1, iar al treilea modul *C* conține circuitele de apă și gaze. Pe panoul frontal al modulului *A* sînt amplasate butoanele de pornire-oprire, întrerupătorul principal, cheile de comandă și lămpile de semnalizare.

În figura 6 se prezintă dispoziția aparatajului electric în modulul *A*. În acest modul se găsesc siguranțele circuitelor de comandă, transformatorul de comandă, releul principal de comandă și control și releele care asigură celelalte comenzi

a



b

Fig. 4. Vederea de ansamblu a instalației IST-1.
a) vederea din față. b) vederea din spate.

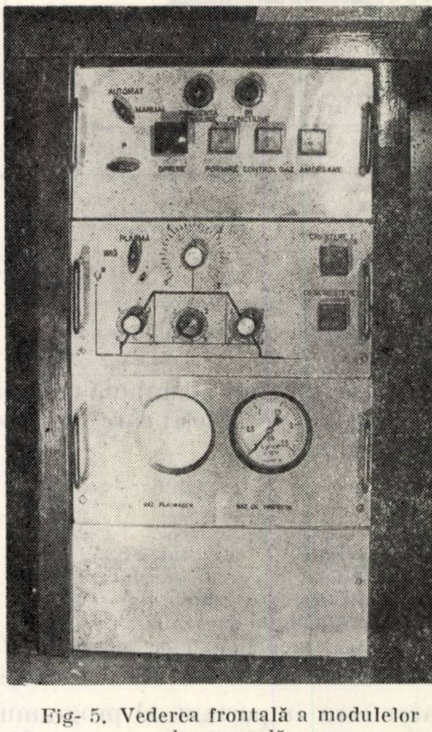


Fig. 5. Vederea frontală a modulelor de comandă.

specifice unei instalații de sudare cu plasmă și *WIG*. Pe panoul frontal al modulului *B* este reprezentată diagrama ciclului de sudare. Butoa-

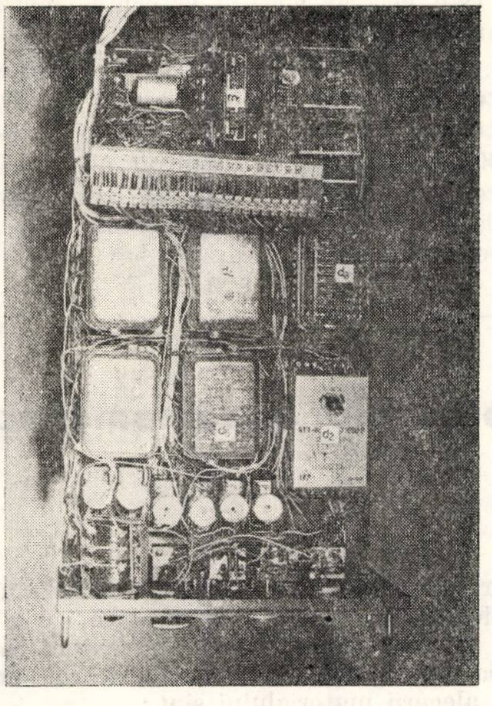


Fig. 6. Dispoziția aparatajului electric în modulul *A*.

nele potențiometrelor de la care se reglează valorile unor parametri ai programului de sudare sînt astfel amplasate încît sugerează operatorului care este parametrul pe care-l reglează. Pe lîngă potențiometrele menționate mai sus, pe panoul modulului *B* mai sînt amplasate două butoane care servesc la comanda creșterii respectiv descreșterii curentului de lucru, pentru cazul sudării manuale și comutatorul pentru alegerea procedeului de sudare (*PLASMA-WIG*).

În figura 7 se prezintă o vedere de ansamblu al modulului programator de curent *B*. După cum rezultă din figură, programatorul de curent constă din două rezistențe (R1 și R2), un servomotor de c.c. (*m2*) care acționează un șurub conducător pe care se găsește o piuliță prevăzută cu două cursoare (unul pentru rezistența cu platouri R1 și al doilea pentru rezistența R2), la care se mai adaogă instalația electrică pentru comanda și acționarea motorului *m2*. Rezistența R1 este montată în circuitul de sudare iar rezistența R2 în circuitul de comandă al sursei. Această soluție oferă posibilitatea programării curentului de sudare de la 5A pînă la 160 A cu toate că domeniul de reglare al curentului la sursa RSP-160 este de 30...160A.

Pa panoul frontal al modulului *C* se găsesc două manometre (M1, M2) montate în circuitul gazului plasmagen și de protecția în amonte de două obturatoare calibrate. Corespondența între căderea de presiune pe obturatoarele calibrate și debitul gazului a fost stabilită experimental și este dată în documentația instalației.

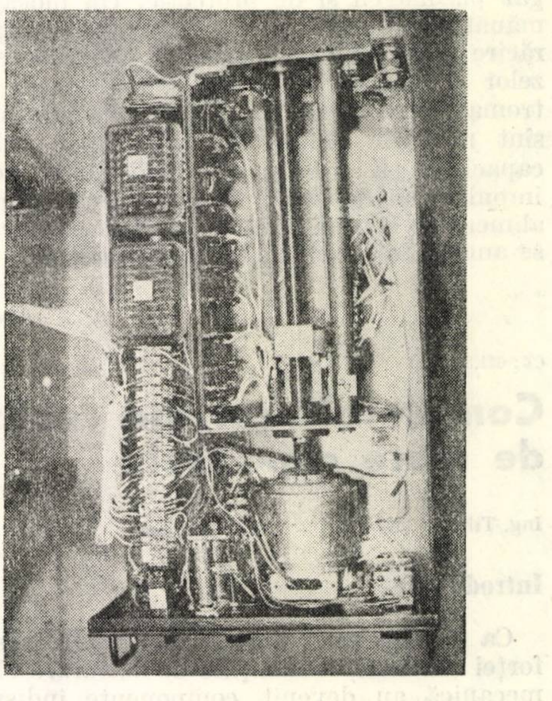


Fig. 7. Modulul *B*. Programator de curent.

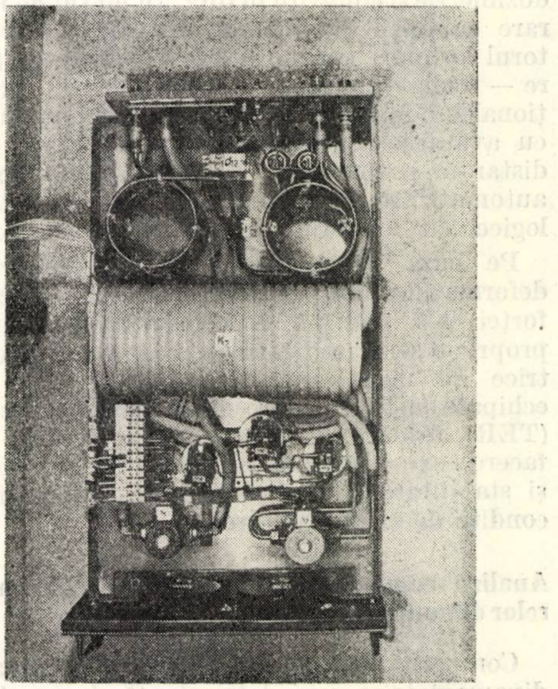


Fig. 8. Modulul *C*. Circuitele de gaze, apă și forță.

În partea din spate al modulului se găsește placa de borne la care se racordează circuitele de alimentare cu gaze, apă de răcire și energie electrică (figura 8). În circuitul gazului plasmagen și de protecție sînt montate două traduc-

toare de presiune care acţionează două microîntrerupătoare *d2* şi *d3* în vederea realizării unui blocaj electric care să nu permită sudarea fără gaz plasmagen şi de protecţie. Un blocaj asemănător este realizat şi în raport cu apa de răcire (*d4*). Admisia, respectiv întreruperea gazelor se face cu ajutorul a două ventile electromagnetice S1 şi S2. În circuitul de sudare sînt montate elementele unui filtru inductiv capacitiv (K1=K4) care blochează accesul impulsurilor de înaltă tensiune înspre sursa de alimentare şi circuitele de comandă, atunci cînd se amorsează arcul de plasmă sau *WIG*.

Cele trei module prezentate mai sus sînt prevăzute cu cîte două mînere şi cu posibilitatea de a fi trase spre exterior ca nişte sertare, atunci cînd este necesar accesul la echipamentul de comandă şi control.

Cu regimurile de sudare prescrise, instalaţia realizează o productivitate orară de 40 tije sudate, ceea ce înseamnă o producţie de cca 22.000 buc. pe lună, în condiţiile unei încărcări în trei schimburi. Cu această productivitate instalaţia asigură în întregime necesităţile actuale ale beneficiarului.

CZ: 621.3

Consideraţii privind realizarea captoarelor dinamometrice de mare capacitate

Ing. Tiberiu SCHULZ – I.S.I.M. Timişoara

Introducere

Ca o dezvoltare recentă în tehnica măsurării forţei şi masei, instalaţiile de măsurare electromecanică au devenit componente indispensabile ale utilajelor tehnologice industriale, de dozimetrie şi cîntărire în flux. În lanţul de măsurare captorul dinamometric constituie traductorul primar, transformînd mărimea de intrare — forţa — într-un semnal electric proporţional sub forma unei tensiuni sau a unui curent, cu avantajele posibilităţii de măsurare de la distanţă, a integrării în sisteme complexe de automatizare şi conducere a proceselor tehnologice cu ajutorul calculatoarelor de proces.

Pe baza principiilor măsurării electrice a deformaţiilor unui element elastic supus acţiunii forţei, s-a realizat în concepţie constructivă proprie o serie unificată de captoare dinamometrice de mare capacitate (1000 ... 4000 kN), echipate cu traductoare extensometrice rezistive (TER), urmărindu-se, în cadrul cercetării, satisfacerea exigenţelor de siguranţă în funcţionare şi stabilitate a caracteristicilor metrologice în condiţii de exploatare grele.

Analiza competitivităţii metrologice a captoarelor dinamometrice

Competitivitatea metrologică a captoarelor dinamometrice este determinată de rezultanta elementelor definitorii pentru performanţele tehnice ale dozelor: capabilitatea materialului elementului elastic, compatibilitatea metodelor de dimensionare a elementului elastic şi performanţele tehnice ale montajului electric şi aparaturii de alimentare/măsurare.

Capabilitatea materialului elementului elastic. Materialul destinat realizării elementului elastic trebuie să asigure, în domeniul solicitărilor elastice, o comportare conservativă, cu o legătură univocă şi invariabilă între încărcare şi starea de deformare. Criteriile care stau la baza alegerii materialului sînt:

— limită de curgere omogenă şi rezistenţă la rupere ridicată pentru asigurarea unor coeficienţi de siguranţă ridicaţi ($C \geqslant 5$) faţă de deteriorarea mecanică;
— domeniu de comportare elastică extins, cu efecte neliniar-elastice reduse;
— histereză mecanică şi efecte anelastice reduse;
— variaţie redusă sau cel puţin liniară a modulului de elasticitate cu temperatura în domeniul de funcţionare a captorului;
— stabilitate metalurgică, omogenitate şi compactitate a structurii, conţinut redus de incluziuni nemetalice pentru asigurarea unui înalt grad de izotropie a proprietăţilor fizice şi caracteristicilor mecanice.

Cercetările electroacustice asupra unor oţeluri de înaltă rezistenţă de tip arc [4] au relevat dependenţa puternică a capacităţii de amortizare, corelată direct cu efectele de histereză (atît de conţinutul de carbon. cît şi de mărimea grăuntelui), existenţa unor faze disperse moi susceptibile la microdeformaţii plastice, prezenţa tensiunilor remanente şi nivelul tensiunilor aplicate.

Capabilitatea oţelurilor destinate construcţiei elementului elastic se îmbunătăţeşte prin asigurarea unui conţinut de minimum 0,35% C (fig. 1) tratamente termice adecvate pentru finisarea structurii, aliere cu Cr, Mn, Ni pentru ridicarea limitei de elasticitate a fazelor disperse de tipul feritei. Tratamentele termice de detensionare pot reduce efectele de histereză cu pînă la 2 ordine de mărime (fig. 2).

Prin limitarea solicitărilor admisibile la maximum 40% din limita de elasticitate, se menţin sub valorile prohibitive atît efectele de histereză, cît şi efectul anelastic, manifestat în

conjuncţie cu cel de histereză prin deplasarea buclei $\tau - \varepsilon$ la solicitări ciclice repetate. La tensiuni mecanice reduse, bucla de histereză

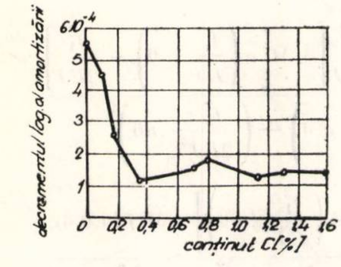


Fig. 1. Variaţia decrementului logaritmic al amortizării cu conţinutul de carbon.

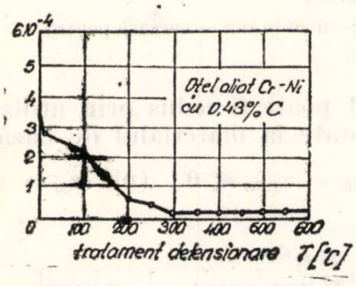


Fig. 2. Efectul tratamentului termic de detensionare asupra decrementului logaritmic al amortizării.

stabilizată se atinge după un număr mai redus de cicluri, condiţie necesară pentru reproductibilitatea stării de deformare —(fig. 3), [4]. Întrucît variaţia cu temperatura a modulului de elasticitate influenţează stabilitatea sensi-

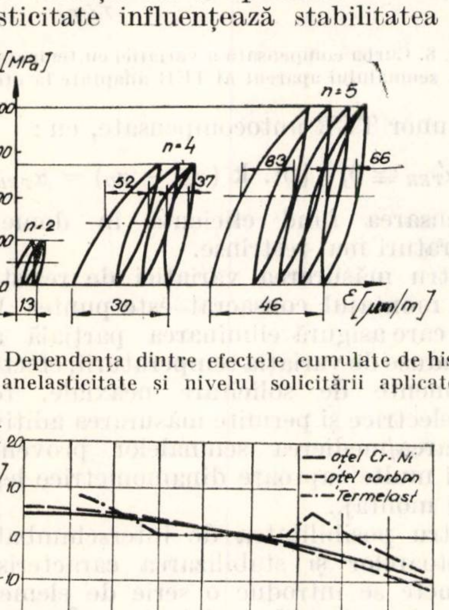


Fig. 3. Dependenţa dintre efectele cumulate de histereză şi anelasticitate şi nivelul solicitării aplicate.

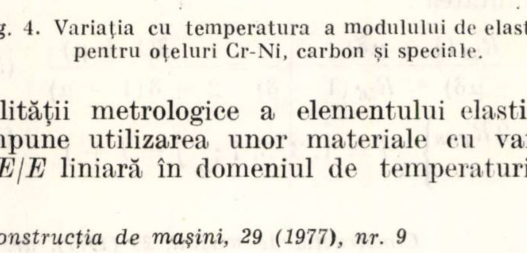


Fig. 4. Variaţia cu temperatura a modulului de elasticitate pentru oţeluri Cr-Ni, carbon şi speciale.

bilităţii metrologice a elementului elastic, se impune utilizarea unor materiale cu variaţia $\Delta E/E$ liniară în domeniul de temperaturi dat pentru a facilita compensarea, respectiv, în cazuri speciale, cu modulul de elasticitate invariabil (fig. 4).

Pentru construcţia captoarelor dinamometrice s-a adoptat oţelul 34 Mo C N 15 X (STAS 791-66) elaborat superior, în stare îmbunătăţită avînd un domeniul elastic extins: $\tau_{l10} = 650$ MP; $\tau_{r0,001}$—650 MPa; $\tau_{r0,01}$—730 MPa; $R_{p0,2} =$ = 900 MPa. Efectele de neliniaritate elastică, evaluate în baza relaţiei parabolice ajustate $\varepsilon - \tau -$ (fig. 5 a, b):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0}\left(1 + \frac{\sigma E_1}{E_0^2}\right) \qquad (1)$$

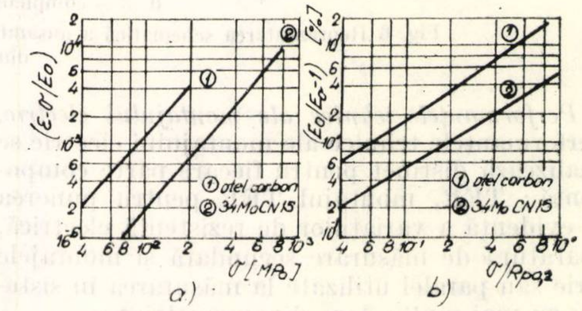


Fig. 5 a b: Variaţia abaterii de liniaritate şi a abaterii de proporţionalitate a oţelului 34 MoCN15, comparativ cu un oţel carbon de uz general.

sînt reduse, avînd în vedere valoarea scăzută a modulului de ordin II [8]: $E_0 = (2{,}060\ldots2{,}075)\cdot10^5$ MPa; $E_1 = (1{,}375\ldots1{,}405)\cdot10^6$ MPa.

Oţelul aliat adoptat asigură prin compoziţie chimică, structura, tehnologia de elaborare şi forjare, tratamentele termice şi mecanice satisfacerea condiţiilor de calitate impuse.

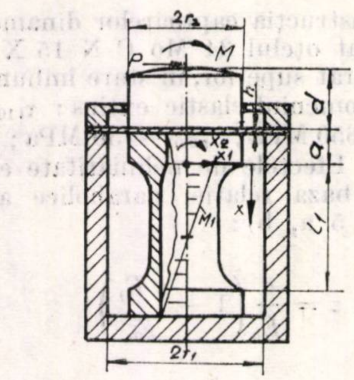
Compatibilitatea metodelor de dimensionare. Reproductibilitatea în timp a deformărilor elementului elastic reclamă o dimensionare exactă, în rigorile teoriei elasticităţii. Pentru o comportare conservativ-elastică, concepţia constructivă a elementului elastic trebuie să asigure o stare de solicitare axială cu deformaţii specifice omogene în volumul de material solicitat, eliminarea unor eventuale efecte de sprijin în zone cu concentratori, stabilitatea elastică, eliminarea efectelor unor solicitări neaxiale şi momente încovoietoare [7].

În domeniul sarcinilor de peste 1000 kN, elementul elastic de tip cilindru cu cavităţi, solicitat la compresiune axială, realizează cerinţele unei stări de tensiuni/deformaţii omogene cu asigurarea stabilităţii elastice prin introducerea cu tendinţă excentrică a fluxului de forţă faţă de axa grosimii peretelui, fără a greva liniaritatea relaţiei dintre forţa aplicată şi deformarea specifică.

Complianţa elastică a sistemului membrană-element elastic se evaluează în cadrul dimensionării, astfel încît momentul încovoietor produs

de încărcări laterale să se anuleze în zona aplicării TER (fig. 6), [5].

α_{TER} — coeficientul de temperatură al materialului grilei TER.



$$x = \frac{x_2}{x_1} \cong \frac{l_1}{2}$$

$$x_1 = \frac{P(a\cdot d\cdot\theta - \delta)\left[\left(\frac{l_1}{EJ}+\theta\right) - d\theta\frac{l_1^2}{EJ}\right] + M\left[a\left(\frac{l_1}{EJ}+\theta\right)+\frac{l_1^2}{2EJ}\right]}{\left(\frac{l_1}{EJ}+\theta\right)\left(\frac{l_1^2}{3EJ}+\delta+a^2\theta\right) - \left(\frac{l_1^2}{2EJ}-a\theta\right)^2}$$

$$x_2 = \frac{P\left[d\,\theta\left(\frac{l_1^3}{EJ}+\delta+a^2\theta\right)+(a\theta d-\delta)\left(\frac{l_1^3}{EJ}-a\theta\right)\right] + M\cdot f(a,\theta,\delta)}{\left(\frac{l_1}{EJ}+\theta\right)\left(\frac{l_1^3}{3EJ}+\delta+a^2\,\theta\right) - \left(\frac{l_1^2}{2EJ}-a\theta\right)^2} \quad (1)$$

θ, δ — complianța elastică a membranei

Fig. 6 Reprezentarea schematică a ansamblului element elastic—membrană — carcasă pentru dimensionare.

Performanțele tehnice ale montajului electric. Performanțele tehnice ale montajului electric se analizează distinct pentru fiecare parte componentă: TER, montajul TER pentru punerea în evidență a variațiilor de rezistență electrică, aparatura de măsurare secundară și montajele serie sau paralel utilizate la măsurarea în sisteme cu mai multe doze dinamometrice.

În construcția captoarelor dinamometrice, în prezent se utilizează cu precădere TER metalice, cu grilă din sîrmă, folie decupată fotochimic sau depusă prin evaporare în vid. Pentru aceste TER valorile rezistenței electrice R_{TER} și a factorului de sensibilitate k sînt afectate de toleranțe minime, avînd o bună stabilitate a punctului de zero iar fenomenele de fluaj și histereză mecanică induse în cuplul TER-adeziv au efecte reduse. Efectul temperaturii asupra TER (fig. 7) este descris de relația:

$$\alpha_{TER} = k\,(\alpha_M = \alpha_G) + \alpha_{TER} \quad (2)$$

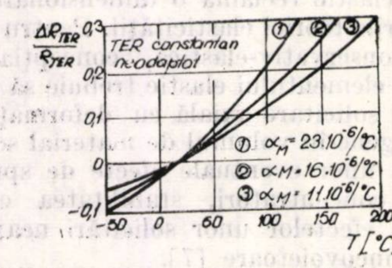


Fig. 7 Variația cu temperatura a semnalului aparent al TER neadaptate.

în care:

α_{TER} — este coeficientul de temperatură global aparent al TER aplicat;

$\alpha_M\,\alpha_G$ — coeficienții de dilatare termică liniară a materialului pe care s-a aplicat TER respectiv a grilei TER;

Acest efect poate fi redus prin utilizarea unor TER adaptate la materialul de bază (fig. 8):

$$\alpha'_{TER} = \alpha_{TER} \ll 0, \quad (\text{pt. } \alpha_M = \alpha_G), \quad (3)$$

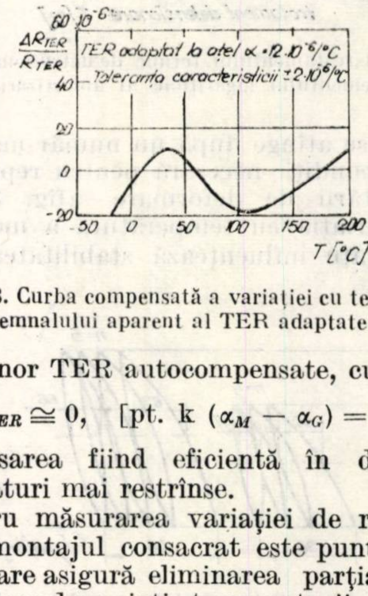


Fig. 8. Curba compensată a variației cu temperatura a semnalului aparent al TER adaptate la oțel.

sau a unor TER autocompensate, cu:

$$\alpha'_{TER} \cong 0, \quad [\text{pt. k } (\alpha_M - \alpha_G) = \alpha_{TER}], \quad (4)$$

compensarea fiind eficientă în domenii de temperaturi mai restrînse.

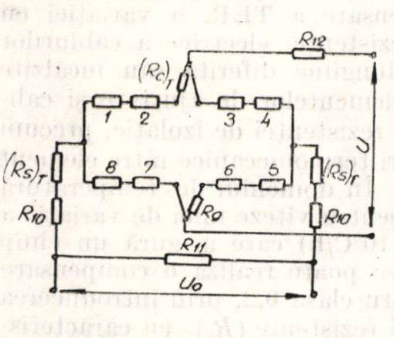
Pentru măsurarea variației de rezistență a TER, montajul consacrat este puntea Wheatstone, care asigură eliminarea parțială a erorilor induse de variația temperaturii, efectul unor componente de solicitare neaxiale, tensiuni termoelectrice și permite măsurarea aditivă prin însumarea/medierea semnalelor provenite de la mai multe captoare dinamometrice legate în același montaj..

Pentru posibilitatea de interschimbabilitate a captoarelor și stabilizarea caracteristicilor, în puncte se introduc o serie de elemente de compensare și calibrare/ajustare. Într-o punte cu cîte două TER înseriate în fiecare braț, sensibilitatea:

$$\left.\frac{U}{U_a}\right|_{U_0=0} = \frac{R_{12}(1 = \delta)}{R_{12}(1-\delta)\,R_{34}(1+\mu\delta)} - \frac{R_{78}(1+\mu\delta)}{R_{78}(1+\mu\delta)+R_{56}(1-\delta)} = \frac{-\delta(1+\mu)}{2-\delta(1-\mu)} \quad (5)$$

$$\text{cu: } \left.\begin{aligned} R_{ij} &= (R_{TER})_i + (R_{TER})_j - 2R_{TER} \\ \delta - \Delta R_{ij}/R_{ij} &= -k\varepsilon \end{aligned}\right\} \; i = 1, 3, 5, 7; \; j = i + 1 \quad (5)$$

se poate mări cu $\mu \cdot 100 - 28\%$ prin aplicarea în afara a patru TER longitudinale (1, 2, 5, 6) supuse la compresiune și a patru TER transversale (3, 4, 7, 8) supuse la întindere (fig. 9).



1, 2, 5, 6 – TER long
3, 4, 7, 8 – TER transv.
$(R_C)_T$ – compensare derivă de zero
$(R_S)_T$ – compensare varație sensibilitate
R_9 – echilibrare inițială.
R_{10} – calibrare sensibilitate
R_{11}, R_{12} – ajustare rezistență intrare ieșire

Fig. 9. Montajul în punte Wheatstone a TER.

Neliniaritatea funcției $U/U_a - f(\Delta R_{ij})$ devine operantă la dezechilibrări mari ale punții, fără a afecta însă precizia în clasa 0,1...0,2 și fiind limitată de solicitările mecanice reduse ($\varepsilon = R_{ii}/k \; R_{ij} \leqslant 1{,}370 \cdot 10^{-3}$), admise pentru elementul elastic.

Aparatura de măsurare secundară trebuie să satisfacă prescripțiile metrologice pentru clasa de precizie a captorului, fiind adaptată la rezistența de intrare-ieșire a captorului (uzual 120...1000 Ω) și asigurînd o tensiune de alimentare limitată ($U_a = 4...16$ V) funcție de puterea disipată maximă a TER, sub care încălzirea nu influențează rezistența și deci stabilitatea punctului de zero. Alimentarea dozei și măsurarea semnalului de ieșire se poate efectua în curent/tensiune continuă sau alternativă. La măsurarea în curent continuu, rezultatele sînt grevate de erorile datorită tensiunilor termoelectrice produse de apariția unor gradienți de temperatură între punctele de conexiune ale TER cu firele de Cu. Astfel, la o diferență de temperatură de 0,2°C, între două puncte de constantan-cupru, la o sensibilitate relativă a dozei de 1,45 mV/V și $U_a = 8$ V, eroarea rezultată este de 0,066%. Eroarea datorită tensiunilor termice poate fi eliminată prin medierea a două măsurări efectuate cu polarități diferite ale tensiunii/curentului de alimentare.

La alimentarea în curent alternativ nu intervin, în rezultatul măsurării, tensiunile termoelectrice, dar apare dezavantajul influenței (la frecvențe de $f \geqslant 5$ kHz) capacităților și inductivităților montajului și care reclamă o serie de măsuri (cabluri ecranate, demodulatoare sensibile la fază pentru discriminarea tensiunilor capacitive din semnal etc.). Cele mai recente dezvoltări în domeniul aparaturii extensometrice utilizează excitația cu unde dreptunghiulare, la care dispare problema echilibrării capacitive a montajului de măsurare, iar tensiunile termoelectrice se elimină printr-un efect similar cu cel al măsurării cu inversarea repetată a polarității alimentării [2], [6].

Metodele cele mai uzuale de măsurare a dezechilibrului punții sînt metoda compensării și metoda punții dezechilibrate.

Metoda compensării, ca metodă de zero, se bazează pe echilibrarea cu ajutorul unei punți de referință, utilizînd în acest scop divizoare rezistive respectiv divizoare inductive de înaltă precizie. La această metodă, precizia măsurării nu este grevată de variația mărimii de alimentare, ci depinde numai de precizia calibrării, reproductibilitatea și stabilitatea în timp a elementelor pasive ale montajului.

Metoda punții dezechilibrate, bazată pe amplificarea și măsurarea directă a semnalului de dezechilibru, impune condiții speciale de adaptare, stabilitate ridicată a mărimii de alimentare (max. $\pm 10^{-4}$ pentru clasa 0,2) stabilitate înaltă a amplificării, rezoluție de minimum 0,1 μV a instrumentului de măsurare, întrucît toate aceste influențe se însumează ca erori parțiale în lungul lanțului de amplificare-măsurare. Viteza efectuării măsurării prin metoda compensării fiind redusă, această metodă de precizie este limitată la măsurarea forțelor statice sau cvasistatice, în timp ce metoda dezechilibrului, mai puțin precisă, se pretează la măsurarea/înregistrarea forțelor dinamice.

La sistemele de măsurare prin însumarea/medierea semnalelor provenite de la mai multe captoare dinamometrice (platforme sau buncăre cu trei sau patru puncte de rezemare etc.), se realizează montaje serie sau paralel alimentate în curent alternativ respectiv montaje paralel alimentate în curent continuu (fig. 10 a, b).

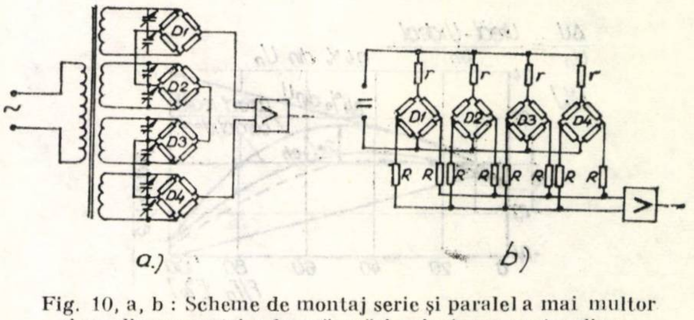


Fig. 10, a, b : Schema de montaj serie și paralel a mai multor doze dinamometrice la măsurări prin însumare/mediere.

Pentru a asigura precizia măsurărilor, în afara unor toleranțe foarte strînse de calibrare a sensibilității nominale și rezistenței interne a captoarelor dinamometrice (D_i, $i = 1, 2...$) montajul din figura 10 a trebuie să asigure egalitatea tensiunilor culese de secundarele transformatorului de alimentare și echilibrarea capacitivă precisă. Mărimea măsurată U este grevată atît tensiunile de ieșire U_i individuale ale captoarelor cît și de abaterile rezistențelor interne individuale R_j conform relației :

$$U = \frac{\sum_i \left[U_i \left(1 - \sum_j \Delta R_j\right)\right]}{4 - 3\sum_k \Delta R_k} \qquad \begin{matrix} i, j, k = 1, \dots 4 \\ i \neq j \end{matrix} \qquad (6)$$

Montajul în paralel (fig. 10b) permite ajustarea precisă la valoarea nominală a rezistenţelor interne individuale, fără a recurge la metoda uzuală a ajustării prin rezistenţe paralel la ieşirea punţilor, la care rezistenţa internă este funcţie de mărimea semnalului de ieşire. Prin ajustarea corespunzătoare cu elemente de precizie (0,01 %), erorile măsurărilor de însumare/mediere, în cazul încărcării neuniforme a captoarelor dinamometrice, pot fi menţinute sub 0,1 %.

Caracteristici metrologice realizabile pentru captoare dinamometrice de mare capacitate

Adoptarea soluţiei constructive cu element elastic cilindric echipat cu TER permite realizarea unor captoare dinamometrice de compresiune de mare capacitate, care pot fi încadrate în clasa de precizie pînă la 0,2, acordarea clasei fiind însă condiţionată de disponibilitatea unor utilaje de încărcare/etalonare cu precizia măsurării sarcinii de cel puţin 5.10^{-4}.

La tensiuni de alimentare $U_a = 4..10$ V, pentru sensibilitatea normată de 1,5 mV/V corespunzătoare unei deformaţii specifice maxime de $\varepsilon - 1{,}370.10^{-3}$, rezultă un raport semnal/zgomot bun, iar mărimea de ieşire ($U = 6...15$ mV) este compatibilă cu sistemele unificate de reglare/automatizare.

Efectele cumulate ale erorii de histereză şi neliniaritate, reprezentate în figura 11, se menţin sub 0,2 % prin aplicarea unor tratamente termice adecvate şi a unei îmbătrîniri artifi-

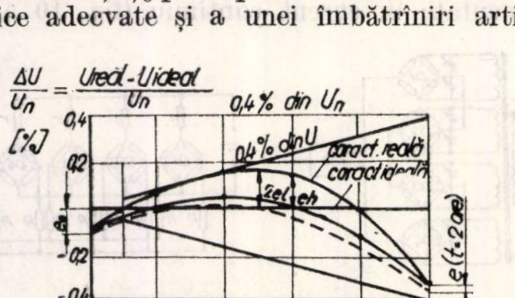


Fig. 11. Reprezentarea criterială a caracteristicii reale şi ideale a unui captor dinamometric de 3000 kN.

ciale a elementului elastic, utilizarea unui cuplu TER-adeziv cu caracteristici de fluaj şi histereză reduse, a unor tratamente speciale de polimerizare la temperaturi elevate a adezivului epoxidic, acomodarea termoplastică şi mecanică ciclică a ansamblului element elastic-adeziv-TER. Totodată se asigură o stabilitate ridicată a punctului de zero şi a sensibilităţii sub sarcina statică de durată.

Pentru menţinerea măsurării în clasa de precizie, în domeniul de temperaturi $-20°...+60°$C reclamat de condiţiile ambianţei de funcţionare, se impune compensarea variaţiei cu temperatura a derivei de zero şi a sensibilităţii[1].

Deriva de zero cu temperatura rezultă ca efectul cumulat al diferenţei coeficienţilor efectivi de dilatare a oţelului elementului elastic şi a TER adaptate, a împrăştierii caracteristicilor de compensare a TER, a variaţiei cu temperatura a rezistenţei electrice a cablurilor de legătură de lungime diferită sau încălzite neuniform şi a elementelor de ajustare şi calibrare, a variaţiei rezistenţei de izolaţie, precum şi a unor solicitări termomecanice între element elastic şi carcasă. În domeniul de temperatură $-20...+60$°C, pentru viteze mici de variaţie a temperaturii ($\leqslant 10$°C/h) care asigură un cîmp termic omogen, se poate realiza o compensare competitivă pentru clasa 0,2, prin introducerea în montaj a unei rezistenţe $(R_c)_T$ cu caracteristică de temperatură liniară astfel ajustată încît să realizeze o variaţie cu pantă egală şi de semn contrar a tensiunii de ieşire (fig. 12). Relaţia

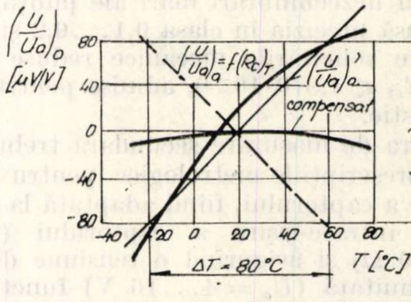


Fig. 12 Diagrama derivei de zero.

pentru determinarea valorii necesare a rezistenţei este:

$$\frac{1}{\Delta T}\cdot\left(\frac{\Delta U}{U_a}\right)_{0/\Delta T} = \frac{1}{4\cdot\Delta T}\cdot\frac{(\Delta R_c)_{\Delta T}}{2R_{TER}+(R_c)_{T max}} = \frac{1}{4}\cdot\frac{(R_c)_{20}\cdot\alpha}{2R_{TER}+(R_c)_{20}\cdot(1+\alpha\Delta T)} \quad (7)$$

în care $\left(\frac{\Delta U}{U_a}\right)_{0/\Delta T}$ reprezintă variaţia relativă idealizată a semnalului de ieşire la sarcina zero, determinată experimental pentru domeniul de temperatură ΔT. Utilizînd TER adaptate la oţel, cu o dispersie de max. $\pm 2\cdot 10^{-6}$/°C a caracteristicii de compensare, deriva de zero compensată poate fi menţinută sub 0,03 %/10°C, prin ajustarea unor rezistenţe cu coeficient de temperatură ridicat (Ni : $\alpha = 5{,}45.10^{-3}$/°C ; Cu : $\alpha \cong 2{,}7.10^{-3}$/°C). Echilibrarea iniţială a punţii se realizează prin legarea corespunzătoare într-un braţ al punţii a unei rezistenţe cu coeficient de temperatură redus (de exemplu manganină, $\alpha = 0{,}03\cdot 10^{-3}$/°C).

Variaţia sensibilităţii cu temperatura rezultă ca efectul cumulat al variaţiei cu temperatura a modulului de elasticitate a materialului elementului elastic, a factorului de sensibilitate k a TER şi a rezistenţei cablurilor de legătură pe

partea de alimentare sau măsurare. Pentru TER din constantan variaţia lui k fiind practic neglijabilă şi utilizînd cabluri de legătură scurte, de secţiune mare şi ecranate împotriva radiaţiilor termice, creşterea aparentă a sensibilităţii dozei cu temperatura datorită scăderii modulului de elasticitate $(E)_T$ poate fi compensată electric prin înserierea cu puntea, pe partea de alimentare, a unei rezistenţe $(R_S)_T$ cu caracteristică de temperatură liniară. Valoarea de referinţă $(R_S)_{20}$ a acestei rezistenţe se poate deduce din condiţia ca tensiunea de ieşire a montajului $(U)_T$ să fie constantă cu temperatura:

$$(U)_T = \frac{U_a \cdot R_{punte}}{(R_S)_T + R_{punte}} \cdot \frac{1}{4} \cdot 2k \frac{\sigma}{(E)_T} (1+\mu) = \text{const.} \quad (8)$$

din care rezultă prin diferenţiere în raport cu temperatura şi trecerea la diferenţe finite:

$$\frac{(R_S)_{20} \cdot \alpha \cdot \Delta T}{(R_S)_{20} \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) + R_{punte}} = -\frac{\Delta(E)_T}{(E)_{20}} \quad (9)$$

în care:

α este coeficientul de temperatură a rezistenţei $(R_S)_T$;
σ — nivelul solicitării admise în elementul elastic;
μ — coeficientul lui Poisson;
R_{punte} — rezistenţa internă a punţii Wheatstone.

Pentru $\Delta(E)_T/(E)_{20} = -2{,}7 \cdot 10^{-4}/°C$, rezultă valoarea rezistenţei serie $(R_S)_{20}$, care se leagă simetric în montaj pentru a permite filtrarea unor eventuale perturbaţii electrice.

Captoarele dinamometrice de mare capacitate au fost concepute pentru a asigura o funcţionare fiabilă în condiţii de exploatare grele, printr-o construcţie robustă şi etanş, capsulată, garantarea caracteristicilor metrologice la aplicarea unor sarcini accidentale de pînă la 150% din F_n, coeficienţi de siguranţă ridicaţi ($C \geqslant 5$) faţă de deteriorare mecanică, insensibilitate la şocuri şi sarcini laterale de pînă la 5% din F_n, stabilitatea caracteristicilor metrologice într-un interval larg de temperaturi.

Prin prevederea unor elemente semireglabile accesibile din exterior respectiv a posibilităţii echilibrării din aparatura secundară a eventualei derive de zero de durată, se poate asigura stabilitatea în timp îndelungat a caracteristicii captoarelor.

Concluzii

• Prin optimizarea elementelor componente, dozele dinamometrice de mare capacitate se încadrează în clase de precizie competitive pentru măsurarea/înregistrarea variaţiei forţei în instalaţii tehnologice şi de dozare automată. Prin caracteristicile lor tehnice, captoarele dinamometrice se pot integra în sistemele unificate de măsurare şi reglare automată, realizate în ţară, pentru automatizarea şi controlul proceselor tehnologice din combinatele siderurgice şi chimice.

• Ridicarea în continuare a competitivităţii captoarelor dinamometrice, odată cu epuizarea posibilităţilor de optimizare a capabilităţii materialului elementului elastic şi a performanţelor tehnice ale TER metalice, este posibilă prin dezvoltarea unei aparaturi electronice complexe, înglobînd amplificatoare şi blocuri operaţionale pentru corecţia neliniarităţii caracteristicii şi compensarea neliniară a variaţiei cu temperatura a derivei de zero şi a sensibilităţii.

• Cu această aparatură se deschide posibilitatea construcţiei unor captoare dinamometrice de mare sensibilitate, echipate cu TER din materiale semiconductoare, a căror utilizare este în prezent limitată de variaţia neliniară a rezistenţei şi a factorului de sensibilitate cu temperatura, respectiv cu nivelul solicitării aplicate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Burcă, V.*: Captoare dinamometrice cu traductoare extensometrice rezistive realizate la I.N.M.B. În: Lucrările Primului Simpozion Naţional de Tensometrie Iaşi 1977, vol. 3, pag. 195—198.

[2] *Hoffmann, K.*: Ursachen temperaturabhängiger Nullpunkts-und Empfindlichkeitsänderungen bei Dehnungsmessstreifen-Aufnehmern. In VDI-Berichte Nr. 137, 1970, p. 23—29.

[3] *Kovacs, S.*: Die metrologischen Fragen der Primärinformation-Umformung bei der Präzisionskraftmessung und dem Wägesystem. In DVI-Berichte Nr. 202, 1973, p. 9—14.

[4] *Kemeny, T.*: Werkstoffe und Behandlung des Verformungskörpers von DMS-Messdosen. In: VDI-Berichte Nr. 137, p. 65—71.

[5] *Malikov, G.F., Sneidermann, A.L., Sulemovici, A.M.*: Rasceti uprughih tenzometrisceskih elementov. Izd. Maşinostroenie, Moskva 1964.

[6] *Peekel, C.*: Präzisionsmessungen der Widerstandsänderung von Dehnungsmessstreifen in Volbrückenschaltung mit Trägerfrequenzkompensator. In: VDI-Berichte Nr. 137, 1970, p. 19—23.

[7] *Raţiu, M.*: Berechnungsgrundlagen für Verformungskörper von Kraftmessgeräten. In: VDI-Berichte Nr. 137, 1970, p. 51—55

[8] *Raţiu, M., Schulz, T.*: Criterii de dimensionare elastică a elementelor mecanismelor. În: Simpozionul MTM-Reşiţa, 1976.

TÎRGUL DE TOAMNĂ DE LA LEIPZIG

● Ediția din acest an a Tîrgului de toamnă se va desfășura între 4 și 11 septembrie sub cunoscuta deviză: **„Pentru comerț mondial neîngrădit și pentru progres tehnic”**.

● Aproximativ 6000 de expozanți din 50 de țări vor prezenta produse tehnice și bunuri de larg consum pe o suprafață de 280 000 m². Reprezentanți comerciali, cadre tehnice superioare și oameni de știință din 100 de țări și-au anunțat participarea la această manifestare de prestigiu, care îmbină cu succes o tradiție comercială seculară, cu imperativele actuale: promovarea progresului tehnico-științific, libera circulație a ideilor și informațiilor, accesul tuturor statelor la tehnologie, instaurarea unei noi ordini economice internaționale.

● La tîrgurile de toamnă, alături de bunurile de larg consum, principala pondere o dețin **utilajele chimice** — grupa de specialitate „mașini pentru prelucrarea materialelor plastice”, **mașinile textile** — grupa de specialitate „tehnică textilă avansată” și vehiculele rutiere. O suprafață de expunere de 150 000 m² stă la dispoziția produselor din aceste branșe. Cu ocazia acestei ediții a Tîrgului va fi dat în funcțiune pavilionul 7 — nou construit — unde vor expune producătorii din ramura mașinilor textile.

● Caracterul internațional al tîrgurilor de la Leipzig se reflectă — și de această dată — în structura participării. Trebuie remarcată — în primul rînd — prezența la Tîrg a 12 state socialiste, printre care toate țările membre ale C.A.E.R. Ca și în anii precedenți, oferta lor subliniază caracterul dinamic al economiei de tip socialist.

Pe primul loc se situează **U.R.S.S.**, a cărei expoziție colectivă se află sub semnul celei de a 60-a aniversare a Marii Revoluții Socialiste din Octombrie. Pe o suprafață de 13 000 m² 24 de întreprinderi de comerț exterior expun aproximativ 7000 de produse provenind din 600 de întreprinderi industriale. Ponderea ofertei o dețin — printre altele — utilajele pentru chimie, mașinile textile, mașinile pentru prelucrarea lemnului și vehiculele rutiere. În cadrul pavilionului U.R.S.S., o republică unională — **R.S.S. Kirghiză** prezintă o expoziție aparte.

● Pe o suprafață lărgită, 20 de întreprinderi de comerț exterior din **R.P. Polonă** prezintă vehicule rutiere, mașini textile, aparatură medicală și produse chimice. De reținut că, în domeniul vehiculelor rutiere, Polonia este cel mai mare expozant străin, cu o suprafață de circa 1100 m².

● Investa, Strojimport, Motokov, Technoexport și alte cunoscute firme de comerț exterior din **R.S. Cehoslovacă** oferă o gamă amplă de produse din domeniul construcției de instalații chimice al construcției de mașini textile și de prelucrare a lemnului, precum și din ramura vehiculelor rutiere, a cărei suprafață de expunere a crescut față de edițiile anterioare ale Tîrgului de toamnă.

● **R.P. Ungară** va expune, pe o suprafață de asemenea sporită, vehicule rutiere, instalații chimice și tehnică medicală, iar participarea **R. P. Bulgaria** se concentrează în bunuri de investiții pentru ramura chimiei.

● Ca punct de intersecție al relațiilor comerciale dintre est și vest, Leipzigul se bucură

de un interes crescînd atît din partea țărilor în curs de dezvoltare, cît și a țărilor cu o economie avansată. Printre cele 12 țări în curs de dezvoltare prezente la această ediție a tîrgului se numără India, R. A. Egipt, Iran, Pakistan, Maroc, Emiratele Arabe Unite, Liban, Mexic, Brazilia și Ecuador. Este prezentă pentru prima oară la Leipzig Jamahiria Socialistă Arabă Libiană. Aproximativ 1500 de firme din 25 de state capitaliste cu economie avansată participă la Leipzig, cu produse și birouri de informații privind comerțul exterior.

● Țara gazdă prezintă și de această dată întregul său program de export: 2800 de întreprinderi de comerț exterior evidențiază progresele economiei naționale a R. D. Germane ilustrate de o creștere cu 13% a volumului de export în prima jumătate a anului 1977. În cadrul ediției din această toamnă **Invest-Export, Unitechna, Transport-maschinen Export-Import** și alte cunoscute întreprinderi de comerț exterior oferă, alături de multe produse apreciate pe piață, numeroase perfecționări și realizări noi. Dintre acestea multe au fost executate în colaborare cu parteneri din C.A.E.R. Aflată la a cincea organizare grupa de specialitate „Tehnică textilă avansată" va constitui un moment de vîrf în activitatea tîrgului. Printre exponate predomină mașini și utilaje pentru formarea firului, mașini de țesut, utilaje pentru înnobilarea și curățirea țesăturilor, precum și agregate pentru confecții.

În această branșă R. D. Germană va fi reprezentată de întreprinderea de comerț exterior **Unitechna Berlin**, precum și de combinatele și întreprinderile din cadrul uniunii pe ramură (printre care **Textimaprojekt** din Karl-Marx Stadt). Ponderea produselor noi și perfecționate va fi de 25%. În acest context se remarcă noua **mașină de bobinat, model 2060**, pentru mătase sintetică fină, marea **mașină de tricotat circular „Multikarat"** cu 72 de sisteme, **tricoteza rectilinie FR 45793** cu sisteme de tricotat circulante și **mașina de tricotat din urzeală KOKETT U 10/2, model 5235,** echipată cu doi piepteni conducători de bază prevăzuți integral cu ace și cu opt piepteni conducători pentru modele. La mașinile de tricotat în patru culori randamentul a crescut cu aproape 100% față de modelul precedent. Trebuie subliniat că R. D. Germană exportă mașini textile în state de pe toate continentele.

În domeniul contrucției de **mașini poligrafice** prezintă interes **perfecționările procedeului offset**. În pavilionul 20 vor fi expuse noile **mașini de imprimat cu role offset Rondoset Petit** și **Zirkon**, remarcabile pentru dimensiunile lor reduse și pentru parametrii de producție superiori. Exportator este, de asemenea, **Unitechna**.

Un loc important în cadrul ofertei de tîrg a R. D. Germane îl ocupă **mașinile pentru producerea și prelucrarea materialelor plastice,** domeniu în care combinatul de profil din Karl-Marx Stadt contează printre principalii producători pe plan mondial. La ediția din această toamnă va fi prezentată cea mai mare mașină de serie din sectorul mașinilor de format prin injecție, care permite o economisire de material de 25%.

Firma Invest-Export reprezintă pe plan comercial ramura construcțiilor de instalații chimice, care va expune la tîrg instalații de prelucrare a petrolului, echipamente și utilaje pentru producerea sodei caustice și instalații pentru descompunerea aerului. Astfel, va fi expus un **calcinator cu țeavă de abur** cu o capacitate de 630 t de sodă pe zi.

Uniunea industrială a construcției de autovehicule prezintă la tîrgul de toamnă **autoutilitare** pentru transportul rațional de bunuri. Aceste produse se vînd pe piața externă prin întreprinderea de comerț exterior **Transport-maschinen Export-Import.**

Tehnica medicală, reprezentată prin **Intermed,** oferă 400 de produse selectate, cu accentul pe perfecționarea continuă a asistenței medicale. Se remarcă **monitorul electronic de presiune și frecvență** pentru aparate de respirație artificială, ce poate fi adaptat și la produsele similare ale altor firme.

● Tîrgul de la Leipzig constituie de fiecare dată un bun prilej pentru ilustrarea acțiunii de **cooperare economică internațională**. Printre exemplele de acest fel se numără un model de **instalație pentru degazeificarea și desalinizarea petrolului brut** cu o capacitate anuală de 3,5 milioane tone și un **fermentor pentru producția de furaj superior** pe bază microbiologică — ambele realizate de R.D.G. în colaborare cu U.R.S.S.

În domeniul tehnicii medicale va fi expus un set de **aparate stomatologice Probaset** — rod al cooperării dintre R.D.G., R.S.C. și

Iugoslavia şi o **instalaţie pentru supravegherea pacienţilor** – realizată în comun de R.D.G., R.S.C. şi R.P.U. Unitechna expune **maşini de fălţuit din seria Multi-Effekt**, produse pe baza unor convenţii de specializare de lungă durată în cadrul C.A.E.R., maşini textile pentru producerea firului şi a suprafeţelor textile şi tricoteze rectilinii.

● Recenta vizită oficială de prietenie a delegaţiei de partid şi de stat a **R. S. România în** R. D. Germană a dat o nouă amploare relaţiilor economice bilaterale statuate prin acordul din mai 1972. Astfel, volumul comerţului exterior va atinge în 1980 cifra de 3,1 miliarde de ruble, ceea ce ar corespunde unei creşteri de peste 170% faţă de perioada 1971–1975. Protocolul schimburilor comerciale pe 1977, superior cu 12% anului 1976, prevede o suplimentare a livrărilor cu 30 milioane ruble.

Foarte importante pentru dezvoltarea relaţiilor de comerţ exterior sînt participările reciproce ale celor doi parteneri la tîrguriîe internaţionale de la Leipzig şi Bucureşti. În luna iunie a.c. întreprinderea WMW din R. D. G. a inaugurat un centru pentru maşini-unelte cu comandă numerică la întreprinderea „Electrotimiş" din Timişoara şi a livrat cea de-a 10 000 maşină-unealtă către România. Tot în iunie s-au semnat contracte pentru livrarea a 4 nave ATLANTIK, de tip supertrauler, din R. D. G. către R. S. România. Ţara noastră contribuie la planul construcţiilor de locuinţe din R. D. G. prin livrarea de termocentrale şi instalaţii de epurare a apei.

La tîrgul de toamnă din acest an România şi-a mărit suprafaţa de expunere în comparaţie cu anul precedent. Vor fi prezente 16 întreprinderi de comerţ exterior, printre care şi AUTODACIA. Sînt organizate în premieră standurile din ramura maşinilor textile şi a prelucrării lemnului. Construcţia de maşini mai prezintă autovehicule rutiere, aparate de radio şi televizoare.

● Pentru specialiştii din producţie şi cercetare, care constituie un procentaj însemnat în rîndurile vizitatorilor la tîrg – străini şi autohtoni – organizatorii au pregătit un program bogat de **manifestări tehnico-ştiinţifice** privind ramurile cheie ale expoziţiei. Printre cele mai importante menţionăm conferinţele din ciclurile „Tehnică textilă avansată" şi „Maşini de mare randament pentru producerea şi prelucrarea materialelor plastice" şi o serie de expuneri din domeniul vehiculelor rutiere, al maşinilor poligrafice şi al tehnicii medicale.

Recenzii

LAHTIN, Iu. M., KOGAN D. Ia . : **Azotirovanie stali** (Nitrurarea oţelului), Moscova, Maşinostroenie, 1976, 254 pagini, 113 figuri, 30 tabele.

Tratamentul termochimic de nitrurare se aplică din ce în ce mai mult în industrie în ultimii ani. Extinderea aplicării nitrurării la tratamentul pieselor în construcţia de maşini este justificată tehnico-economic prin avantajele pe care le oferă în ceea ce priveşte duritatea, rezistenţa la uzură şi gripare, rezistenţa la coroziune şi la oboseală.

În acest sens, lucrarea recenzată se ocupă de ultimele realizări în ceea ce priveşte tehnologia şi echipamentele folosite la nitrurare.

Sînt expuse în primul rînd bazele teoretice ale procesului de nitrurare, condiţiile de formare a stratului nitrurat, interacţiunea elementelor de aliere cu azotul, mecanismul şi cinetica formării stratului nitrurat în oţelurile aliate, precum şi transformările de fază ce au loc în strat.

În capitolul privind nitrurarea gazoasă a oţelului şi fontei autorul tratează problemele nitrurării oţelurilor aliate de construcţie, a oţelurilor feritice aliate cu titan, a oţelurilor de scule, a oţelurilor de înaltă rezistenţă (durificabile prin precipitarea dispersă), a oţelurilor feritice şi austenitice (inoxidabile, anticorozive şi refractare), precum şi a fontei aliate şi de înaltă rezistenţă. Se prezintă principalii parametri tehnologici precum şi particularităţile procesului pentru fiecare grupă de materiale în parte cu referire la adîncimea, constituenţii structurali şi duritatea stratului.

Procesele tehnologice privitoare la tratamentul termic premergător nitrurării, protecţia împotriva nitrurării, pregătirea pieselor în vederea nitrurării precum şi tehnologia de nitrurare pe tipuri de oţeluri şi piese sînt cuprinse în capitolul III. Sînt, de asemenea, descrise utilaje folosite pentru nitrurare, tipuri de cuptoare, condiţiile de verificare a calităţii nitrurării precum şi defectele mai frecvente ce apar şi măsurile de înlăturare a acestora.

Capitolul IV examinează procedeele de intensificare a nitrurării gazoase printre care : utilizarea încălzirii în curenţi de inducţie, nitrurarea în strat fluidizat cu ultrasunete la presiuni ridicate în cîmp luminescent (respectiv nitrurarea ionică) pentru care se face o amplă expunere atît a problemelor tehnologice şi de formare a stratului cît şi a utilajelor specifice ei. Sînt prezentate noile realizări obţinute în ultimii ani în ceea ce priveşte aplicarea nitrurării ionice în diferite ţări.

Nitrurarea în medii lichide precum şi particularităţile procesului, aplicaţiile pe categorii de materiale, tehnologice şi utilajele folosite sînt relatate în capitolul V.

Ultimul capitol, tratează despre nitrurarea gazoasă de scurtă durată, variantele cele mai uzuale printre care : nitrurarea în amestec de amoniac şi azot, amoniac şi adaosuri de gaze cu oxigen ori adaosuri de hidrocarburi (gaz metan, tetranolamină, atmosferă endo şi exotermă).

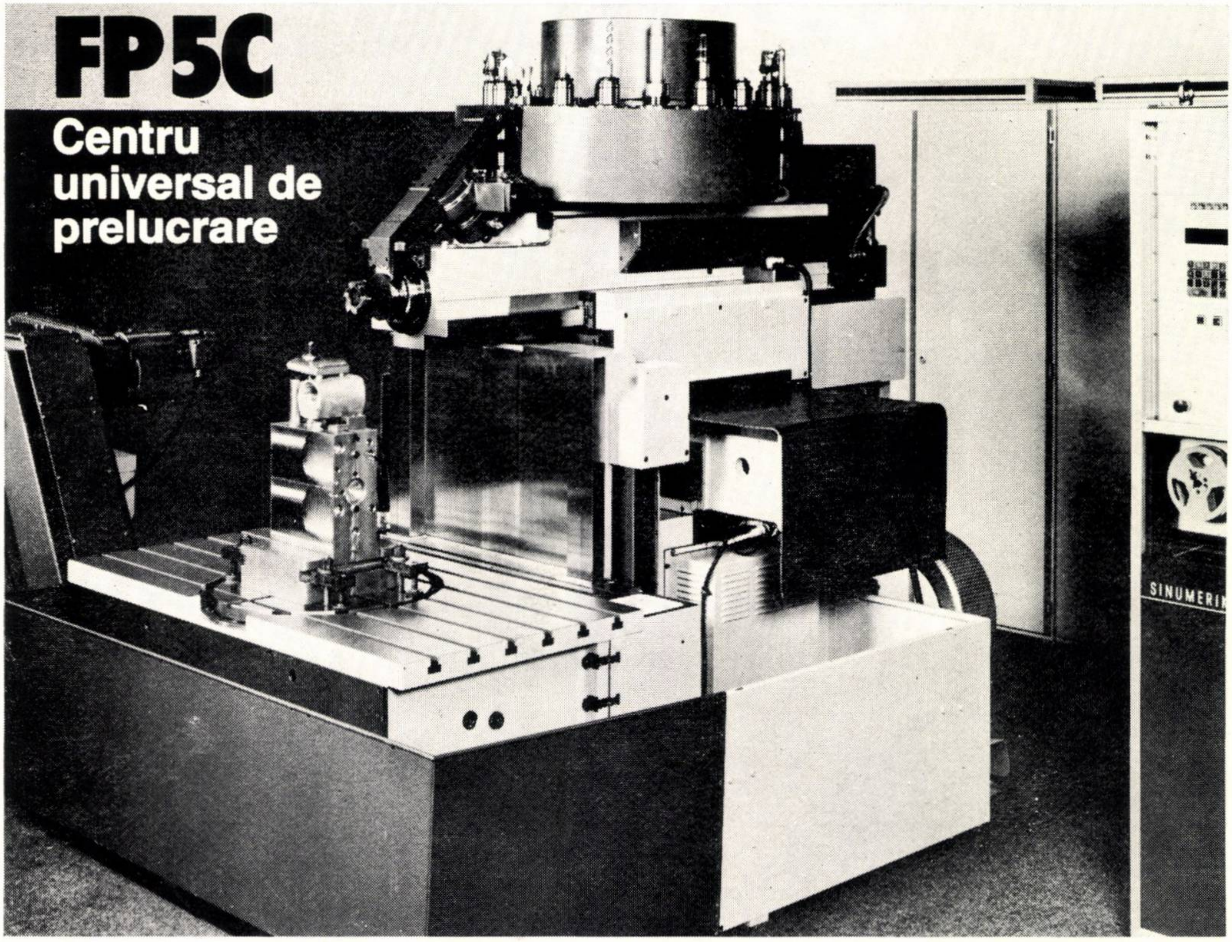
Lucrarea este prezentată la un nivel ştiinţific ridicat fenomenele sînt explicate printr-un bogat material ilustrativ, iar multitudinea exemplelor concrete de utilizare a proceselor de nitrurare a pieselor pentru construcţia de maşini sporeşte interesul din punct de vedere aplicativ al acesteia.

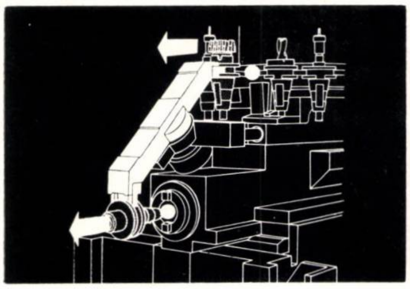
În lucrare sînt generalizate rezultatele cercetărilor proprii ale autorilor, personalităţi ştiinţifice recunoscute în domeniul tratamentelor termice.

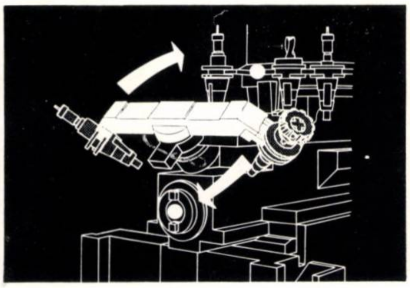
Cartea este destinată unui larg cerc de specialişti în metalurgie fizică şi tratamente termice din cercetare şi producţie

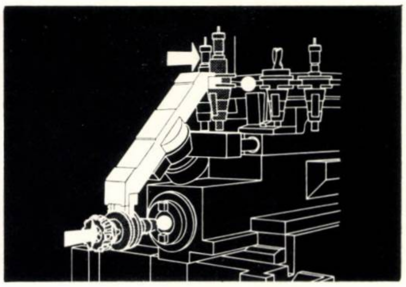
Ing. Pantea Valer
ICPTSC – Bucureşti

DECKEL









universal
Mese de lucru pentru orice problema
masă fixă
masă rotativă integrată
schimb de palete

compact
domenii mari de deplasare
la gabarit mic de maşină
X – longitudinal 800 mm
Y – vertical 500 mm
Z – transversal 630 mm

repede
domenii de turaţii 71 ... 4000 rot/min
ori 45 ... 2500 rot/min
avans rapid 10 m/min
schimb de unelte 3 sec.
din magazin autopurtat

randament puternic
acţionarea principală 11 kW
portscula NK 50

exact
sistem de măsurat Inductosyn
în toate axele

DECKEL
Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
Plinganserstraße 150 · D-8000 München 70

rum

Folosiți

CUȚITE

în loc de

DISCURI DE RECTIFICARE

Nu mai este necesară utilizarea mașinilor de rectificat pentru prelucrarea de precizie a oțelurilor călite și a fontelor de înaltă rezistență.

Folosiți în întreprinderea dumneavoastră

Sculele din materiale compuse

Un nou material din policristale pe bază de azotură de bor.

Scule din materiale compuse

pentru:

- strunjire-alezare;
- rectificare.

EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova, V-342
str. Obrucev, 34/79
telefon 334 76 00 - 334 75 00 telex 7691-7692-7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM.

La TEHNOEXPO 77 o informație a firmei GUILLEAUME WERKE BONN, RFG

Gambke, Schulte Bonn

Seria nouă de producție ATLANTIC pentru această tehnică specială de șlefuire lucrează cu o economie superioară.

Ea se distinge cu o extrem de mică duritate, de o porozitate înaltă și de o duribilitate supremă a profilului.

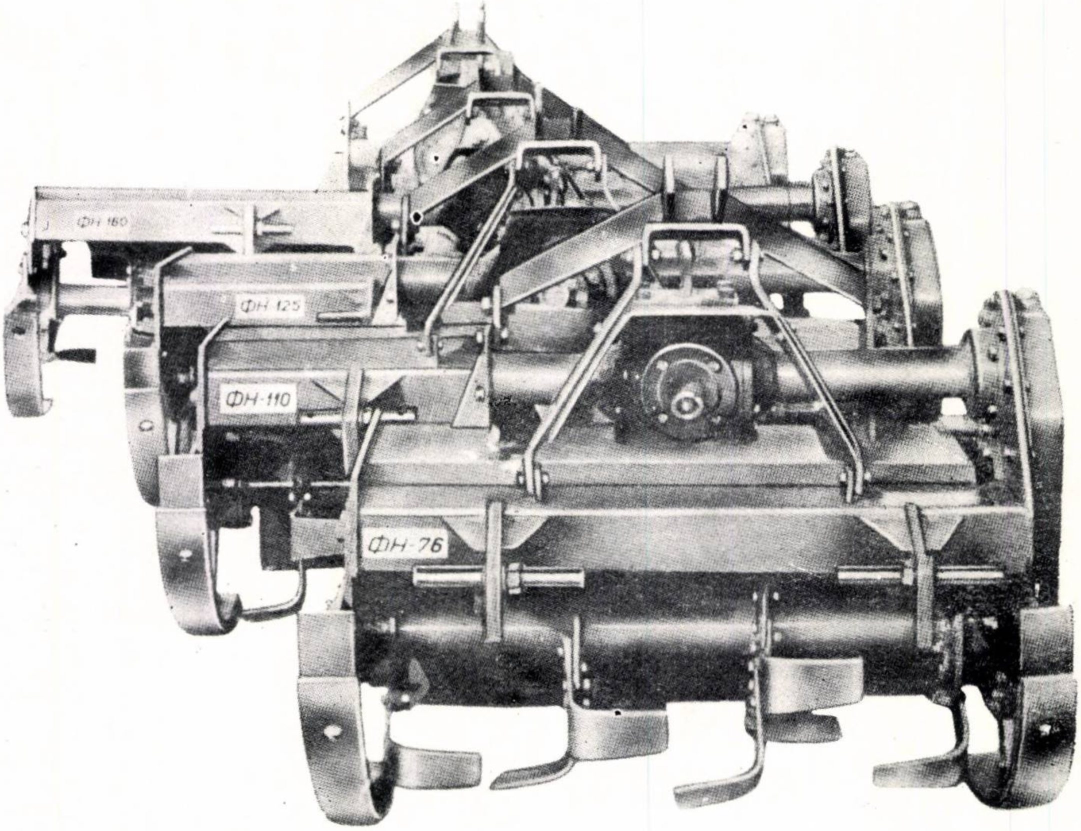
In felul acesta e posibil de a șlefui profile exacte într-un singur proces tehnologic și de a economisi pe deplin o operație de frezare.

ATLANTIC Schleifscheiben
GUILLEAUME WERK W. u. Dr. Ing. A. Guilleaume
Postfach 51 03 69, D-5300 Bonn-Beuel 1,
Tel. 0 22 21 - 46 00 51, Telex 886 873 gwb

ATLANTIC

Rondele de șlefuit

Freza rotativă BOLGAR pentru prelucrarea solului



■ Frezele BOLGAR pentru prelucrarea solului au o lăţime de lucru de la 0,76 la 2,0 m. Sînt maşini agricole moderne de înaltă eficienţă, destinate afînării solului şi distrugerii buruienilor în plantaţiile viticole, horticole, de citrice şi alţi arbuşti; sînt utile pentru prelucrarea solului înaintea semănatului şi a însămînţării altor culturi agricole.

■ Freza rotativă FA - 0,76 cu secţiunea înclinabilă automat este de asemenea utilă pentru prelucrarea solului între arbori, la culturile horticole.

■ Frezele formează agregate cu tractoarele din clasa 1,4 t, dotate cu sisteme de tractare în trei puncte.

exportator:

GTP Agromachinaimpex

R.P.Bulgară - Sofia - str. Aksakov nr. 5
telefon 88.53.25 · telex 022563

Pentru informaţii suplimentare, vă rugăm să vă adresaţi Reprezentanţei Comerciale a R.P. Bulgare din str. Galaţi nr. 32, 70212 Bucureşti, telefon 11.91.62

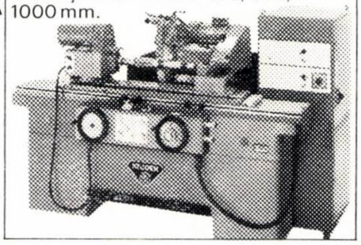
PUBLICOM

MASINI DE RECTIFICAT STUDER GLOCKENTHAL:

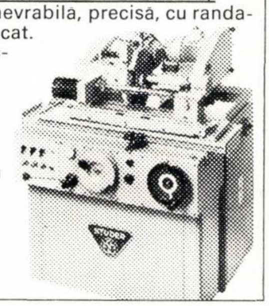
CALITATE DURABILA SI PRECIZIE, GARANTIE PENTRU O PRODUCTIE RIDICATA

2. EMO HANNOVER 20-29.9.1977 HALL 5, STAND 614

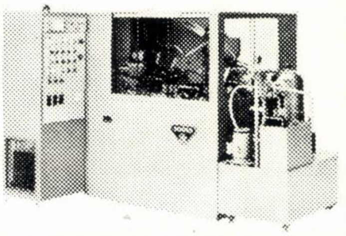
RHU Mașini de rectificat cilindric. Precizie maximă. Rectificare dreaptă sau oblică. Serii sau piese unicat. Inălțimea vîrfurilor 125/175 mm. Distanța între vîrfuri 400/650/1000 mm.



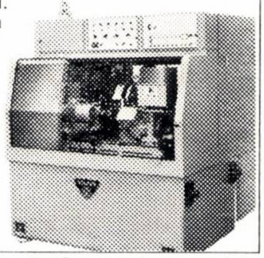
OC Mașină de rectificat universală, rectificare exterioară-interioară, ușor manevrabilă, precisă, cu randament ridicat.
OF Selecționarea programelor, autocalibrare. Inălțimea vîrfurilor 80 mm Distanța între vîrfuri 400 mm



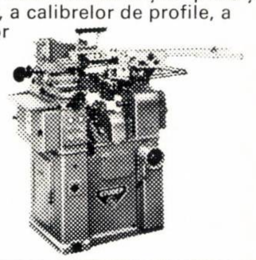
EA 300 Mașină automată de rectificat interior
Producția de piese mici (ace de injectoare etc.) în serie mare.



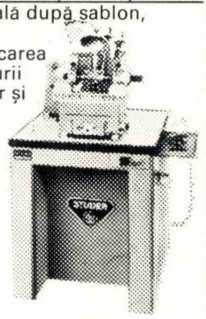
RA 5 Mașină automată de rectificat cilindric
Concepție modulară pentru probleme specifice privind prelucrarea în serii mari. Inălțimea vîrfurilor 125/175 mm Distanța între vîrfuri 400 mm



PSM 150/250 Mașină de rectificat profile
Copiere după șablon, avans automat al sculei. Rectificarea dălților plate și circulare, a calibrelor de profile, a matrițelor etc.



FS 71 Mașină de ascuțit freze profilate
Copiere manuală după șablon, glisiere pneumatice. Rectificarea precisă a teșiturii dinților frezelor și alezoarelor.



STUDER

Căutați soluția pentru problemele dv. privind rectificarea?
Consultați-ne sau solicitați documentația noastră detaliată.

PRECIZIE STABILITATE PRODUCTIVITATE

FRITZ STUDER LTD
GLOCKENTHAL / CH-3601 THUN, SWITZERLAND
PHONE 033/37 31 31 TELEX 32 323

PRW

FRITZ STUDER AG, GLOCKENTHAL:

NOI TIPURI DE MAȘINI DE RECTIFICAT LA 2. EMO-HANOVRA '77

Mașina automată de rectificat cilindrică RA 5 pentru o producție de mare randament. Posibilitate de rectificare simultană extern și intern. Construcție de concepție nouă din beton amestecat cu rășină epoxidică. Sistem de înaintare cu came, excluzînd orice joc, comandat de un motor cu curent continuu. Afișaj de cote numeric. Corectări de dimensiuni cu ajutorul unui comutator cu decadă și a unui motor cu pas. Cabină acoperită în întregime cu sticlă, permițînd utilizarea oricărui tip de refrigerent.

RHU 400—DR cu dispozitiv de încărcare universal și lanț de transport. Braț de încărcare de concepție inedită. Fabricație rațională în serie mare. Timp redus pentru fiecare piesă și exact repetabil. Reducerea cheltuielilor pentru manoperă și timp de oprire. Inlăturarea muncii de rutină monotone.

RHU 1000—CNC. Mașină de rectificat cilindric universală pentru rectificarea automată a diferitelor diametre dintr-o singură prindere. Comandă numerică fără programare complicată și costisitoare. Introducerea datelor de către operator direct în mașină. Posibilitate de înregistrare pe casete cu bandă magnetică a programelor ceea ce permite repetarea. Determinarea poziției cu ajutorul regulilor lineare incrementale. Rectificarea automată a pietrei de polizat prin partea din față sau din spate.

OF. Mașină de rectificat perfecționată pornind de la concepția verificată de tip OC Mașină de rectificat cilindric universală pentru producție de serie sau de unitate. Avans și recul rapide ale pietrei de polizat comandate printr-un motor. Trei viteze de înaintare reglabile. Temporizarea inversării reglabilă la alegere. Mașină prevăzută a fi echipată cu un dispozitiv electronic de reglare a uniformității (autocalibrare)

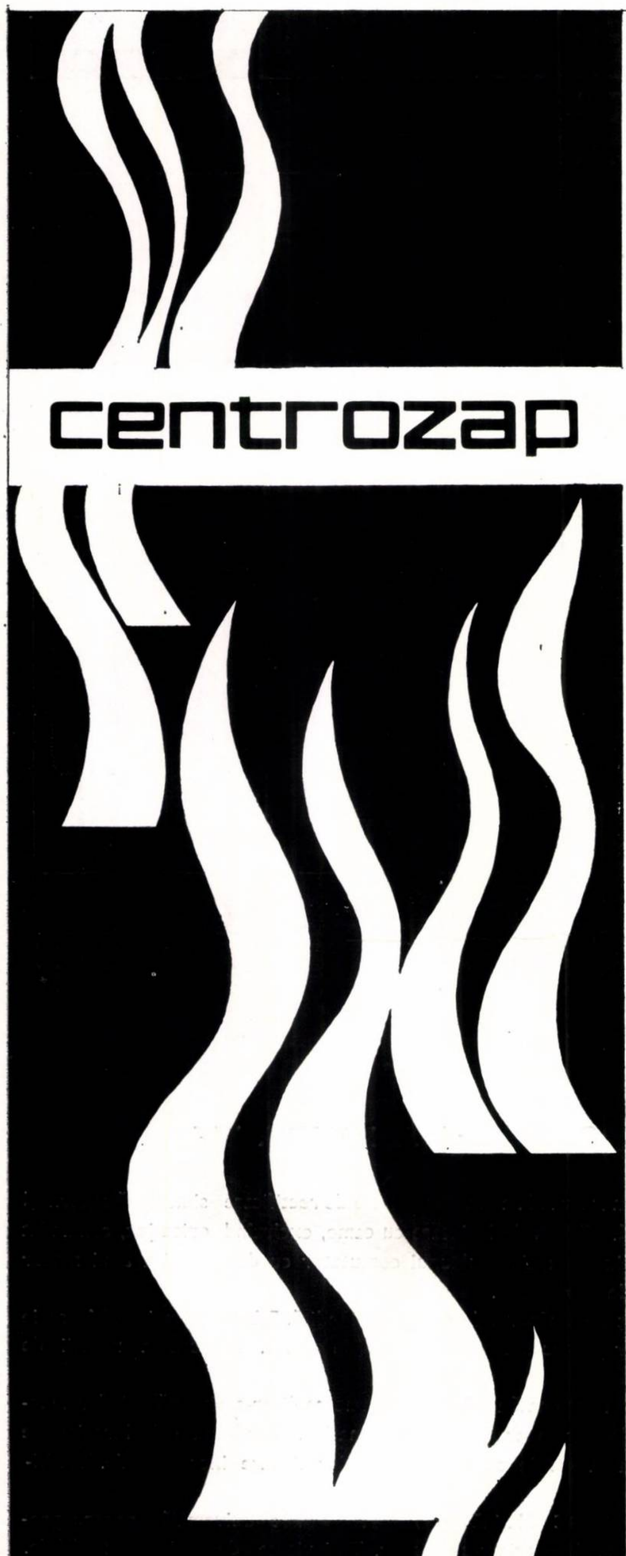
RHU 650—F. Mașină de rectificat cilindric universală pentru lucrări de serie sau unicate. Echipament automat pentru rectificarea rectilinie a pietrei de polizat prin partea din față. Program automat SENSITRON de deplasare a căruciorului la dimensiunea necesară, permițînd apropierea rapidă a pietrei de polizat pînă la punctul de contact cu piesa.

PSM 150. Mașină de rectificat profile, care lucrează prin reproducerea unui gabarit. Dispozitiv nou de avans automat cu curent continuu cu reglarea vitezei cu ajutorul potențiometrului. Dispozitiv adițional CONTATRON pentru supravegherea numărului de rotații ale pietrei de polizat. Detector de contact electronic SENSITRON.

FS 71. Polizor pentru freze de profiluri pentru rectificarea precisă a suprafeței înclinate pe fața de așezare a dinților frezei. Profilul este reprodus manual după un gabarit de 1 :1. Unitatea de rectificare, suportul portpiesă și aparatul de rectificat pietrele polizorului sînt echipate cu glisiere pneumatice.

Aparatul electronic cu echilibrere fină **BALANTRON** în noua execuție permite o manipulare mai simplă.

PUBLICOM



ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

40—036 Katowice, Ligonia 7, Polonia
Căsuța poștală: 825 Telex 0312—416
Telefon: 513—401

CENTROZAP

Oferă pentru o gamă largă de:

INSTALAȚII DE VENTILARE destinate pentru:

- uscare prin flux de aer cald sau de gaze de ardere;
- insuflare în focare și cuptoare industriale;
- aspirarea gazelor combustibile în cuptoare industriale și cazane de abur;
- aerisirea galeriilor de mină, a atelierelor și a halelor industriale, a navelor, a sălilor de spectacol, a atelierelor meșteșugărești, a depozitelor.

INSTALAȚII DE CLIMATIZARE bazate în cea mai mare parte pe licențe franceze, din care:

- centrale de climatizare cu un randament între 40 000—160 000 m^3/h;
- aparate de suprasaturare nefixate la sol, cu un randament între 3 000—40 000 m^3/h — destinate cu precădere industriei textile;
- instalații de condiționare a aerului, de tipul „sub fereastră";
- instalații de condiționare a aerului pentru cabinele podurilor rulante;
- sisteme de climatizare automate pentru industria ușoară.

INSTALAȚII DE DESPRĂFUIRE, CU:

- saci filtranți;
- electrofiltre sau filtre cu insuflare intermitentă;
- filtre uscate sau umede;
- cicloane, multicicloane și altele;
- instalații pentru absorbția gazelor anorganice și purificarea catalitică a gazelor.

Echipamentele menționate mai sus sînt furnizate cu planul și instalațiile complete pentru desprăfuirea sau purificarea gazelor sau aerului, destinate industriei siderurgice, turnătoriilor, industriei chimice, industriei prelucrătoare și industriei energetice. Efectuăm și analize ale gradului de poluare a atmosferei și a zonelor de protecție sanitară în întreprinderi industriale.

publicom

ZILELE ECONOMIEI ȘI TEHNICII POLONEZE

31.X.1977 – 4. XI. 1977

București — Galați – Baia Mare

Specialiștii polonezi vor prezenta următoarele teme:
- producția de mașini textile în R.P. Polonă,
- avioane ușoare și motoare Franklin în Polonia,
- motoarele navale principale, situația actuală, folosirea și tendințele de dezvoltare a acestora,
- sisteme de cheiuri portuare și construcții de acostare,
- motoarele cu turație medie tip Z și P, starea actuală, folosirea și tendințele de dezvoltare a acestora,
- automatică și sisteme de telecomandă pentru industria navală,
- mecanizarea lucrărilor în construcțiile de căi ferate, în R.P. Polonă,
- modelarea volumetrică cu folosirea preselor cu matriță oscilantă, după exemplul de funcționare a presei tip PXW,
- producția preselor pentru metale neferoase,
- dezvoltarea sudării sub presiune,
- direcții noi în industria poloneză de mașini agricole,
- producția de betoane celulare cu folosirea cenușii volatile,
- tehnologia și instalațiile poloneze folosite în procesul de uscare a produselor din ceramică pentru construcții,
- realizările și tehnologia de producere a materiilor prime pentru industria ceramică și a sticlei,
- producția de mașini și instalații pentru industria alimentară,
- organizarea lanțului frigorific în comerțul cu pește proaspăt și congelat,
- tehnologii și utilaje pentru producerea făinii de pește,
- direcții de dezvoltare a industriei poloneze de zahăr, producția și exportul de mașini și instalații,
- tehnologie și instalații folosite în Polonia la producerea membranelor artificiale pe bază de materii prime animale.

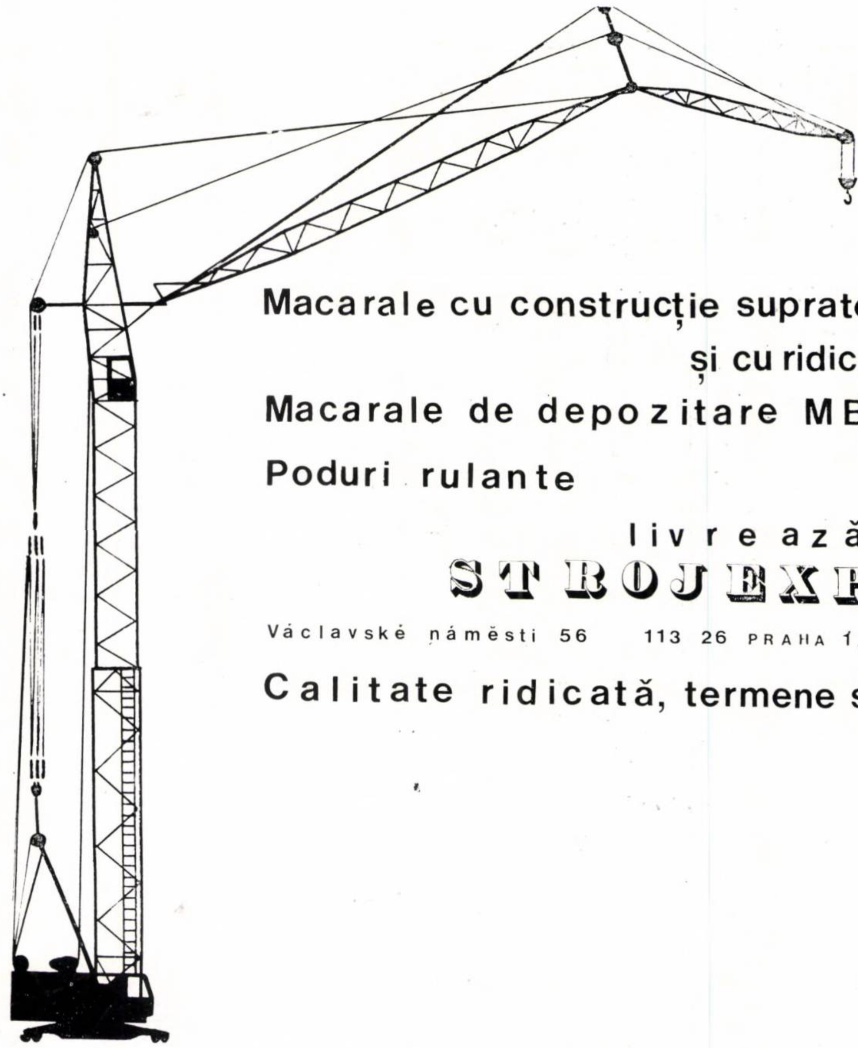
Vă invităm să participați la conferințe și întîlniri.

Organizatorul manifestării: Camera Poloneză de Comerț Exterior din Varșovia în colaborare cu Camera de Comerț și Industrie a R.S. România

POLSKA IZBA HANDLU ZAGRANICZNEGO

Informații detaliate și invitații puteți obține de la agenția PUBLICOM, București, B-dul N. Bălcescu 22, telefon: 14.75.35 telex 11 374 CAMROM.

Publicom



Macarale cu construcție supraterană, macarale-turn
și cu ridicare automată MB 88
Macarale de depozitare MB 110
Poduri rulante

livrează
STROJEXPORT

Václavské náměsti 56 113 26 PRAHA 1, CEHOSLOVACIA

Calitate ridicată, termene scurte de livrare

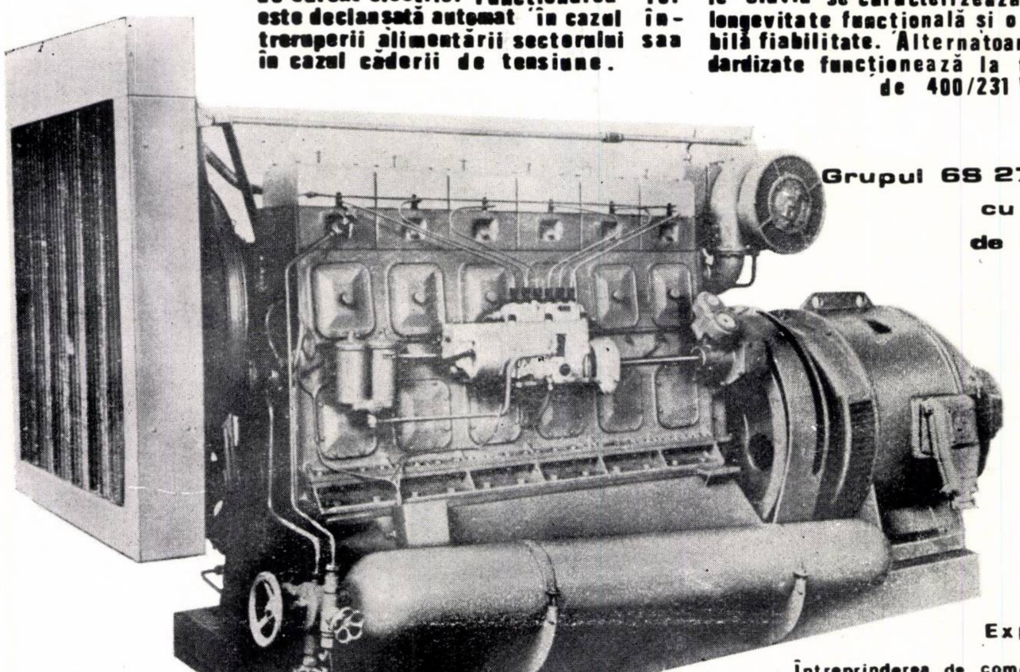
EXPORT
STROJEXPORT
IMPORT
PRAHA - CZECHOSLOVAKIA

PUBLICOM

CENTRALE DIESEL-ELECTRICE AUTOMATE DE 23 și 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele Diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate. Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz

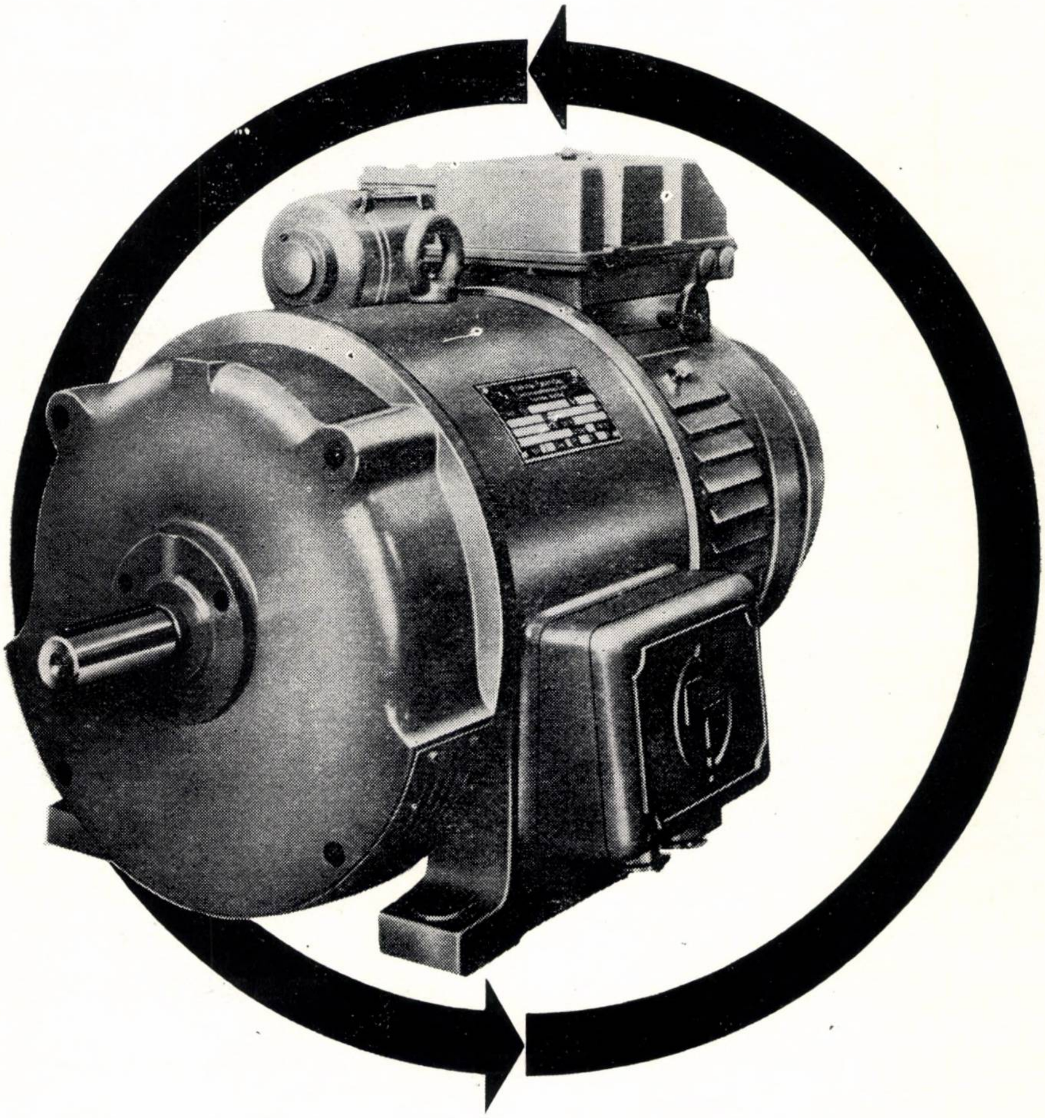


Grupul 6S 275 II PN
cu o putere
de 405 kVA

Constructor:
ČKD PRAHA

Exportator:
Întreprinderea de comerț exterior
pragoinvest
180 56 Praga, R. S. Cehoslovacă

PUBLICOM



MOTOARE
FAURNDAU

Motoare trifazate reglabile continuu

de 1,5 - 110 kW

Intervalul de reglare 1:3,7 la 1:20
Protecție de tipurile IP 21 S, IP 44 și antiexplozivă (Ex) f
Reglarea turației fără pierderi,
comandată prin roată sau buton

ELEKTRA-FAURNDAU
Elektro-Maschinenbau G.m.b.H.

7331 Faurndau/Württ.
Tel. Göppingen (07161) 21020
Telex: 0727768

PUBLICOM

anvelope care nu obosesc

OBTINETI CU MASINILE NOASTRE

PENTRU CONFECTIONAREA ANVELOPELOR

PENTRU AUTOTURISME SI AUTOCAMIOANE

- Maşinile sînt înzestrate cu mecanisme care permit montarea inserţiilor de cord în brăţară, în lamele sau prin metoda combinată, dispunerea în diagonală sau radială a firelor de cord.
- Dispozitive de alimentare permit fabricarea anvelopelor în lamele sau prin metode combinate.

Tipul maşinii	Dimensiunile **anvelopelor**
SPP - 66	de la 5, 20-13 la 7, 50-16
SPDU - 651	de la 7, 50-20 la 8, 25-20
APD - 43	pînă la 11, 0 -20

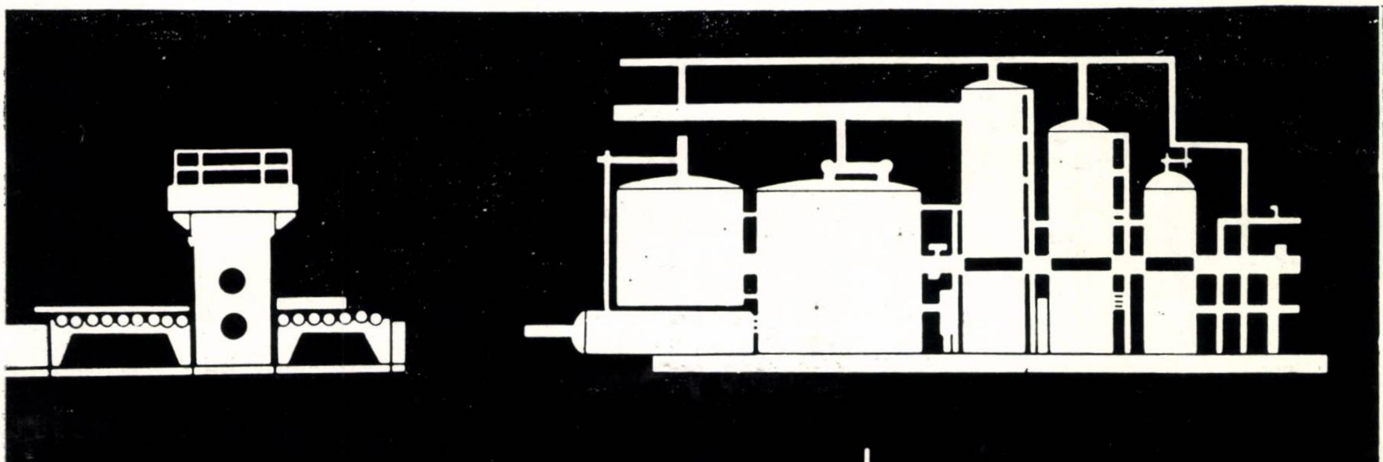
exportator

Telefon: 147.15.62. Telex: 7568

TECHMASHEXPORT

U.R.S.S., 117330 Moscova, str. Mosfilmovskaia nr. 35

publi.com



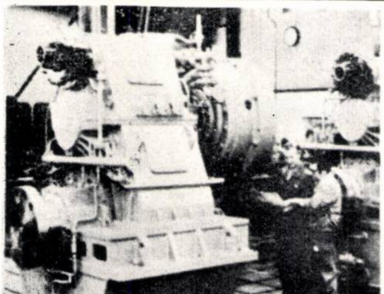
De mai bine de doi ani a intrat în producție una din cele mai moderne fabrici de reductoare. Această fabrică lucrează după Know-how-ul RENK și calitatea produselor ei se situează la nivel mondial.

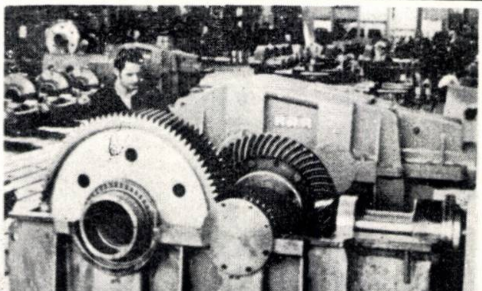
GAMA DE PRODUCȚIE. Prima societate mixtă româno-vestgermană pe acțiuni, produce reductoare după tehnologii moderne și după cele mai noi cunoștințe din domeniul tehnicii danturării.

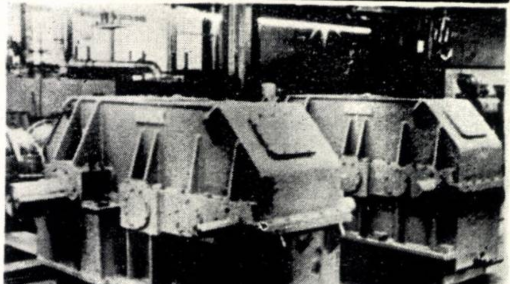
Se îmbină astfel Know-how-ul partenerului german, firma ZAHNRÄDERFABRIK RENK AG din Augsburg /RFG, cu tradiția construcției de mașini din Reșița, în fabricația de reductoare pentru: nave, laminoare, exploatarea cărbunelui, industria cimentului, industria chimică și multe alte domenii.

RRR

TEHNOLOGIE DUPĂ LICENȚA RENK







REȘIȚA-RENK S.A. Fabrica de reductoare Reșița — România • căsuța poștală 3 • tel. 964/31234; 30640
adresa telegrafică: Reșița Renk S.A. • telex: 44249

PUBLICOM

Alegînd ROBOTRON 4201 vă decideţi pentru progres

Şi aceasta nu numai în prezent. Cu cît vă interesează mai mult introducerea mini-calculatoarelor ROBOTRON 4201 este acela care vă oferă toate condiţiile necesare pentru rezolvarea problemelor dv. comerciale, ştiinţifice şi tehnice. Echipamente periferice de mare capacitate permit realizarea diferitelor sisteme de calculatoare. Sisteme prntru producţie, în diferite configuraţii şi pachete de programe orientate pe diverse aplicaţii, vă reduc la minimum cheltuielile de pregătire şi exploatare. ROBOTRON 4201 este deosebit de adecvat pentru întreprinderi mici şi mijlocii, ca utilaj de prelucrare a datelor programabil liber. Ca parte integrantă a unui sistem unitar de tehnică de calcul electronic, se foloseşte drept calculator satelit în cadrul unor scheme mai dezvoltate de prelucrare electronică a datelor. (Instalaţia ESER = Einheitlich System der elektronischen Rechentechnik).

robotro

Exportat

bme

Büromaschine
Export GmbH Berl
DDR-108 Berl
Friedrichstraße
Deutsc
Demokratisc
Repub

Vă stăm la dispoziţie, cu plăcere, cu consultaţii pentru problemele dv.

DOMENIUL DE UTILIZARE

- Construcţii de maşini, electrotehnică şi electronică;
- Industria textilă şi alimentară;
- Transporturi;
- Agricultură;
- Sănătate publică;
- Construcţii;
- Bănci, asigurări;
- Birouri de consultaţii;
- Instituţii de învăţămînt superior şi şcoli tehnice;
- Institute;
- Unităţi de proiectare.

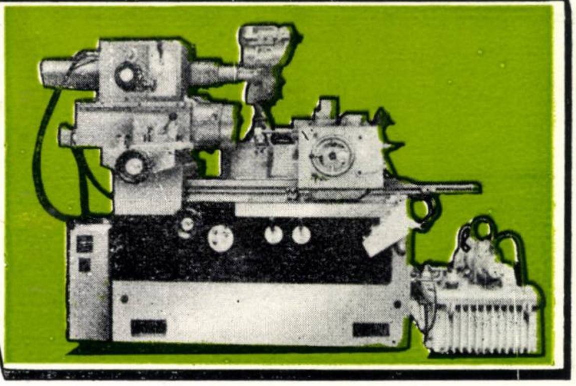
publico

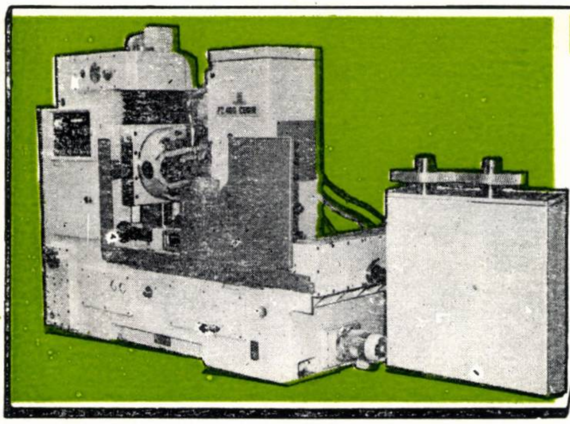
CUGIR
INTREPRINDEREA MECANICĂ CUGIR
str. LENIN nr. 1 - Jud. ALBA * ROMANIA *
telef: 51420 * telex: 036293 * cod: 2566

RIF 10/100

Maşina de rectificat interior şi frontal R.I.F. 10/100 este destinată rectificărilor de precizie a alezajelor cilindrice sau conice şi a suprafeţelor plan-frontale. Ciclul de lucru este manual sau automat.

Diametrul max.de rectificat . . .	mm	100
Diametrul min.de rectificat . . .	mm	10
Lungimea max.de rectificat . . .	mm	120
Greutatea	kg	3600

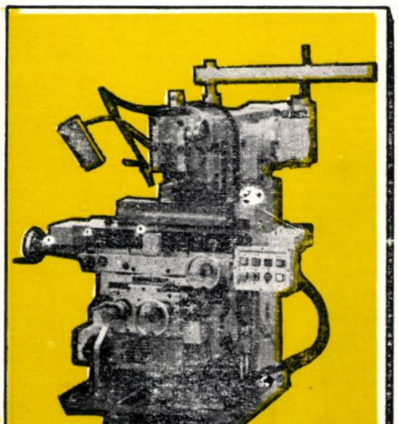


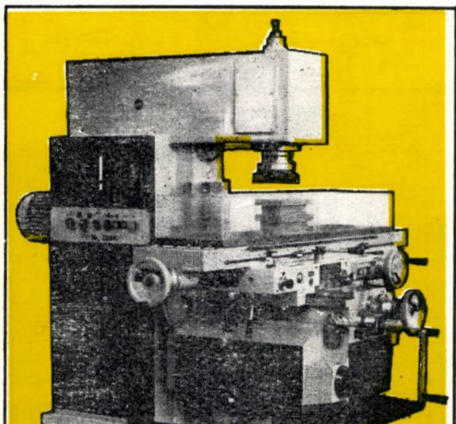


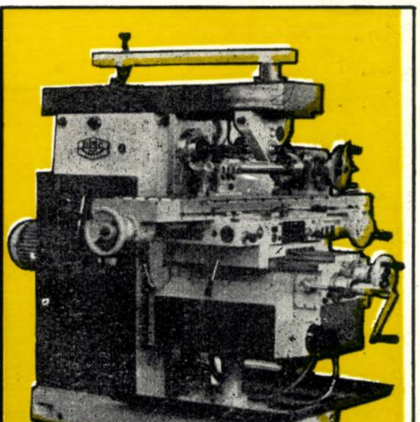
FD-250; FD-400

Noile tipuri de maşini de frezat roţi dinţate prin rostogolire, sînt destinate prelucrării roţilor dinţate cilindrice cu dinţi drepţi şi înclinaţi, a roţilor melcate şi cilindro-conice. Precizia de prelucrare se încadrează în clasa 6-a DIN

Diametrul max.de prelucrat. .	mm	250	400
Modulul max.de prelucrat . .	mm	6	8
Cursa max.a avansului axial	mm	280	300
Puterea electromotorului pr.	kw	5,5	7,5
Greutatea	kg	5400	6400







FU-25

Maşina de frezat universală FU-25x100, face parte din categoria maşinilor de frezat cu consolă şi permite cele mai diverse genuri de prelucrări atît în producţia de serie mică sau unicate cît şi de serie mare.

FV-36

Maşinile de frezat verticale FV-36x160 CF cu cap fix şi FV-36 CR cu cap rotativ, din familia maşinilor de frezat cu consolă, permit prelucrarea pieselor prin cicluri de lucru automate şi semiautomate.

-Unghiul de înclinare al capului rotativ ± 90°.

-Cursa pinolei 100mm.

FU-36

Maşina de frezat universală FU 36x160 (FU 36x140) dotată cu un set larg de accesorii speciale, care măreşte domeniul de utilizare al maşinii.

-Unghiul de rotire al mesei ±45°

-Limitele avans.-long. 19-950 mm/min.-trans. 19-950 mm/min. -vert.3-316 mm/min

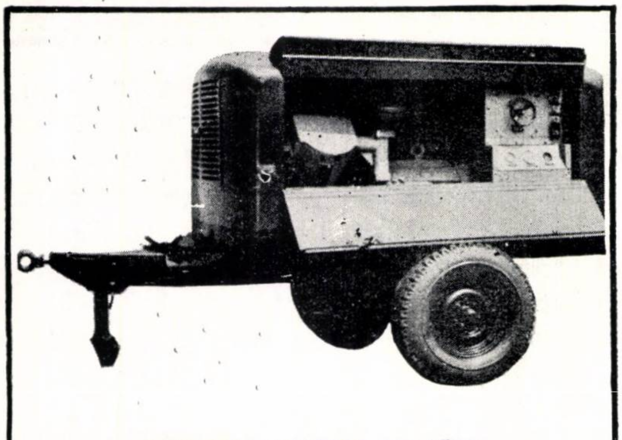
Întreprinderea „TIMPURI NOI" București

Splaiul Unirii nr. 165
Sector 4, Cod 74281

Telefon 21.61.60 – 21.57.33
Telex 10.846

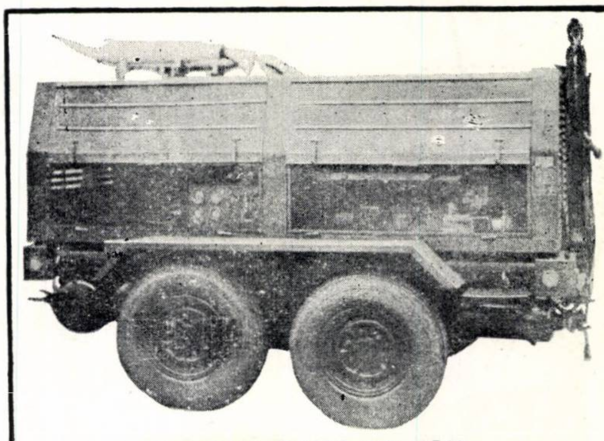
produce și livrează:

● COMPRESOARE ȘI ELECTROCOMPRESOARE
0,26–10 m³/min



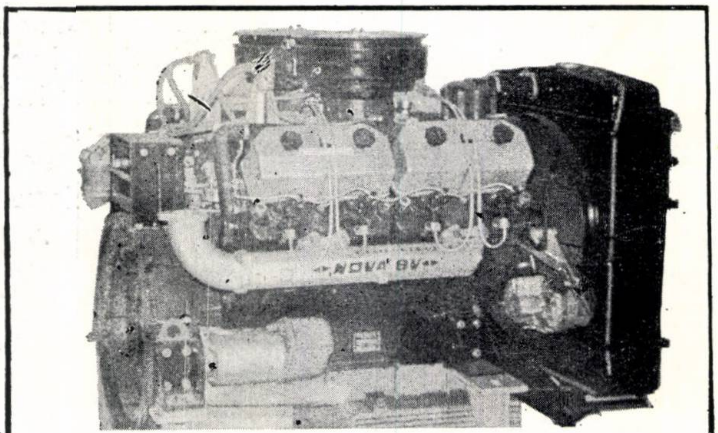
ELECTROCOMPRESOR TIP 2EC5

● MOTOCOMPRESOARE
5–10 m³/min



MOTOCOMPRESOR TIP MC10

● MOTOARE DIESEL
ȘI CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE
4–120 CP



MOTOR DIESEL TIP D120–8V

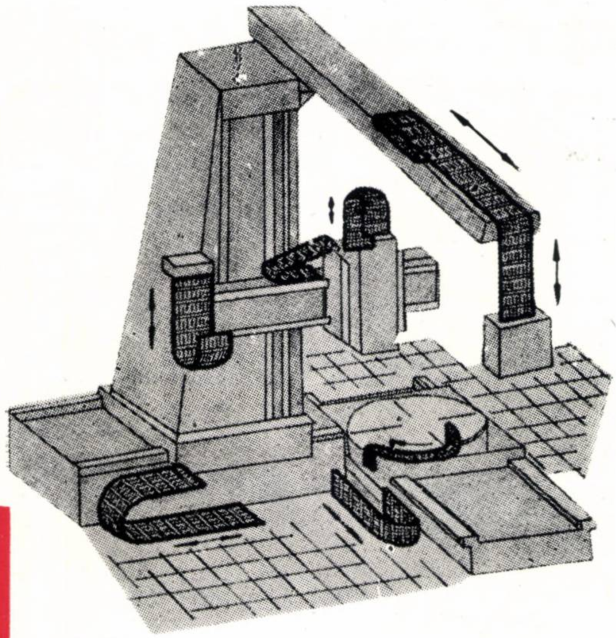
PRODUS NOU — ELECTROCOMPRESOR TIP 3EC9

Agregat transportabil destinat să furnizeze aer comprimat pentru transportul pneumatic al cimentului în vrac.

Caracteristici :
- presiune 3 daN/cm^2 ;
- debit 13 m^3/min ;
- turație **1 500** rot/min ;
- gabarit 2 540, 1 280, 1 330 mm.

LANȚURI PORTCABLU

- TC 160–40
- TC 200–50



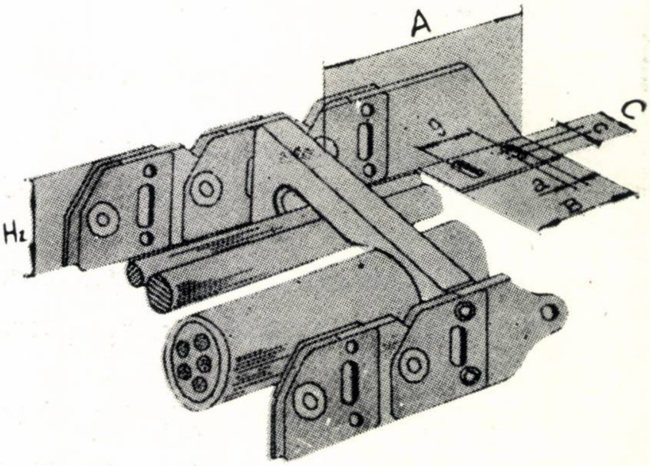
UTILIZARE

Folosirea lanțurilor portcablu asigură o protecție împotriva lovirii și o dirijare corectă a cablurilor, corespunzător diametrului de curbură prevăzut în documentația tehnică.

În cazul cînd deasupra acestuia se fixează o tablă de oțel se asigură și o protecție împotriva căderii de șpan la o temperatură mare.

CARACTERISTICI TEHNICE

Greutatea specifică pe unitatea de lungime fără suporți	**3 kg**
Greutatea admisă repartizată pe suport, în funcție de lungimea liberă a lanțului	**1–4 m** 50–5 **kg**
Durabilitatea la o încărcare cu o greutate admisă pe suport	min. **50 000 cicluri**



Simbol	Diametrul mediu de curbură mm	**Diametrul maxim al cablului mm**	**Dimensiuni mm**					
			A	B	C	a	c	g
TC 160–40	160	30	115	75	30	6,5	5	45
TC 200–50	200							

Pe mașina unealtă **lanțurile portcablu (pe orizontală sau pe verticală) se vor monta pe suporți de sprijin sau ghidare.**

Montarea și demontarea cablurilor se va face prin desfacerea părții de sus a suporților. Zalele de fixare se vor monta cu șuruburi pe elementul fix și elementul mobil al mașinii.

IAMU - BLAJ **Intr. de accesorii pt. mașini-unelte** **str. Gh. Barițiu nr. 38 tel. 10.462**

ROMANIAN INTERNATIONAL ADVERTISING COMPANY

PUBLICOM

In the Romanian Market there is a powerful competition between foreign firms wishing to sell their goods.

DO YOU WISH TO SELL IN ROMANIA ?

Then in the first place, INFORM the people that make the very proposals for the import plans
— THE END—USERS—of the import products!

HOW? WHEN? BY WHICH MEANS? IN WHICH FORMS ?

PUBLICOM

Romanian International Advertising Agency • Bucharest • 22, N. Bălcescu Blvd. • Cables: PUBLICOM, Telex 374, Telephon: 139883

is an agency specialized in the problems of the Romanian market, which by examining your offer can reccmmend you and execute for you the most efficient advertising under the specific conditions in the Romanian market.

- staging of specialized and branch exhibition followed or not by technical demonstration.
- organization of technical lectures with or without display of samples, film shows and projection of slides, studies of offers and selection of end-users, invitation to conference and lectures.
- interpreters and demonstrations.
- printing of catalogues, prospectuses, folders, leaflets posters, offers and invitations etc.
- translation and duplication cf texts
- publicity in Romanian dailies and periodicals the specialized press included.
- publicity over the radio and television services and through the cinema.
- business cocktail parties
- photo publicity services
- billposting and boardposting in the streets, stadiums, sports halls, airports and public vehicles, in health and holiday resorts.
- illuminated signs

PUBLICOM — your publicity counsellor in the Romanian market.

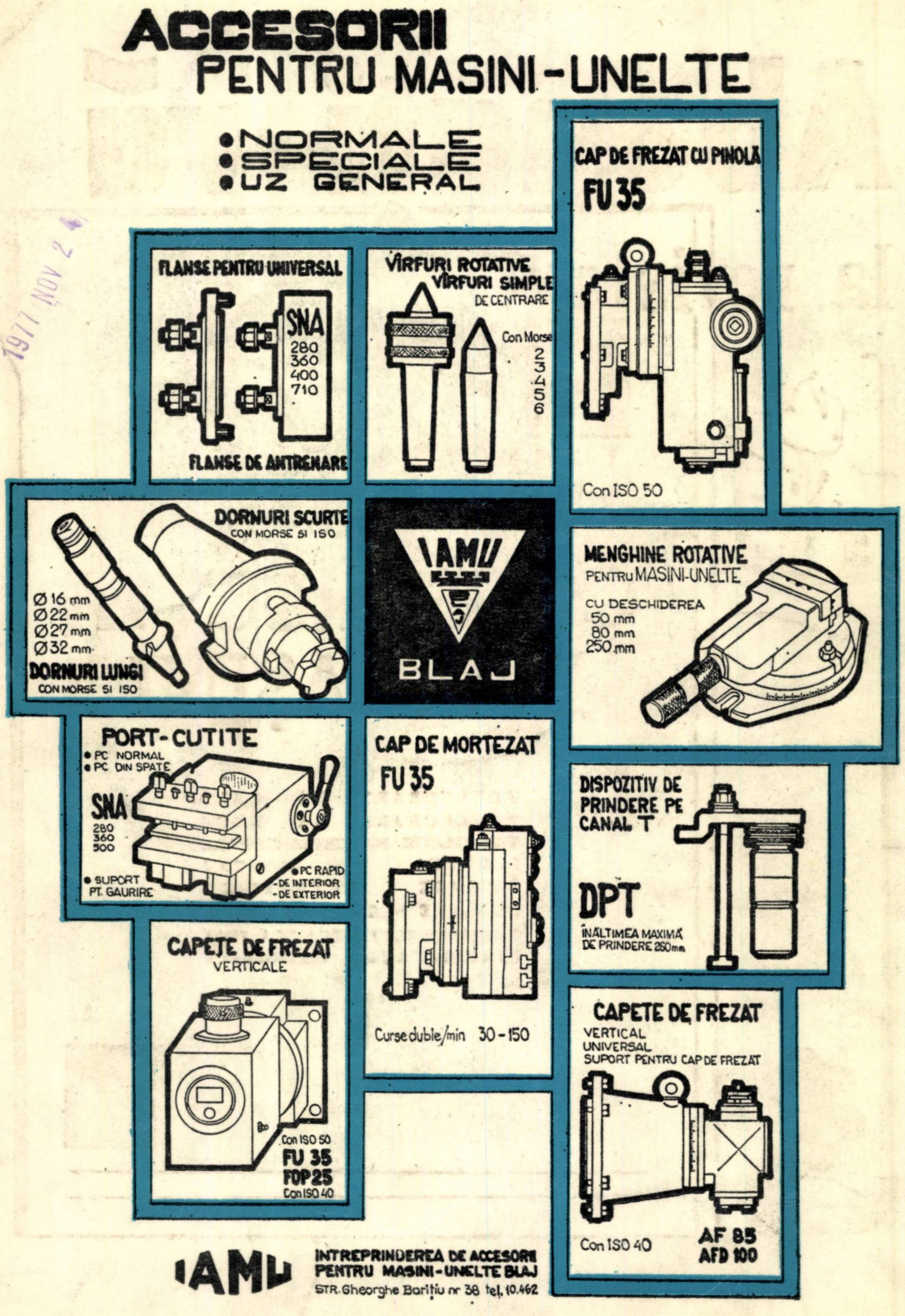
Abonați-vă

la revista

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

PRELUCRARI LA CALD
PRELUCRARI LA RECE
TEHNOLOGII NECONVENTIONALE
SUDARE, MONTAJ
UTILAJE ENERGETICE
UTILAJE TEHNOLOGICE
MASINI-UNELTE, MECANICA FINA
FIABILITATE, ORGANIZARE

RCM


ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE
• NORMALE
• SPECIALE
• UZ GENERAL
1977 NOV 24
FLANSE PENTRU UNIVERSAL
SNA
280
360
400
710
FLANSE DE ANTRENARE
VÎRFURI ROTATIVE
VÎRFURI SIMPLE
DE CENTRARE
Con Morse
2
3
4
5
6
CAP DE FREZAT CU PINOLĂ
FU 35
Con ISO 50
DORNURI SCURTE
CON MORSE SI ISO
Ø 16 mm
Ø 22 mm
Ø 27 mm
Ø 32 mm
DORNURI LUNGI
CON MORSE SI ISO
IAMU
BLAJ
MENGHINE ROTATIVE
PENTRU MASINI-UNELTE
CU DESCHIDEREA
50 mm
80 mm
250 mm
PORT-CUTITE
• PC NORMAL
• PC DIN SPATE
SNA
280
360
500
• SUPORT
PT. GAURIRE
• PC RAPID
- DE INTERIOR
- DE EXTERIOR
CAP DE MORTEZAT
FU 35
Curse duble/min 30-150
DISPOZITIV DE
PRINDERE PE
CANAL T
DPT
ÎNĂLTIMEA MAXIMĂ
DE PRINDERE 250mm
CAPETE DE FREZAT
VERTICALE
Con ISO 50
FU 35
FOP 25
Con ISO 40
CAPETE DE FREZAT
VERTICAL
UNIVERSAL
SUPORT PENTRU CAP DE FREZAT
Con ISO 40
AF 85
AFD 100
IAMU
INTREPRINDEREA DE ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE BLAJ
STR. Gheorghe Barițiu nr 38 tel. 10.462

E 3279

REFERÁLVA

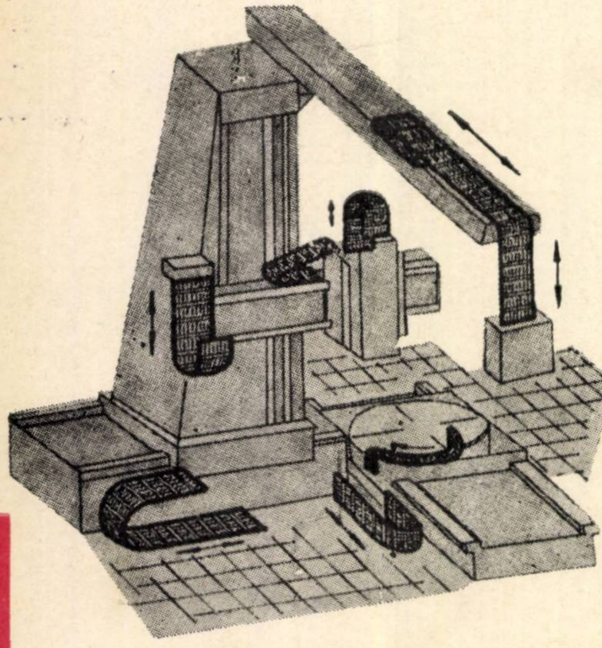
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

10

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI • BUCUREȘTI • ANUL XXIX • nr. 10 • OCTOMBRIE 1977

LANȚURI PORTCABLU

- TC 160—40
- TC 200—50



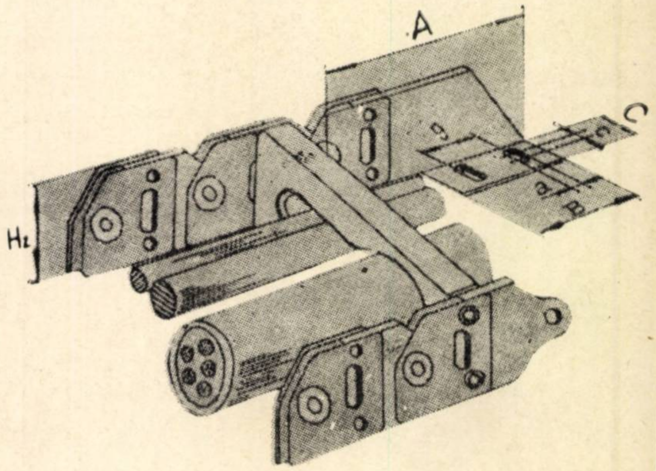
UTILIZARE

Folosirea lanțurilor portcablu asigură o protecție împotriva lovirii și o dirijare corectă a cablurilor, corespunzător diametrului de curbură prevăzut în documentația tehnică.

În cazul cînd deasupra acestuia se fixează o tablă de oțel se asigură și o protecție împotriva căderii de șpan la o temperatură mare.

CARACTERISTICI TEHNICE

Greutatea specifică pe unitatea de lungime fără suporți	3 kg
Greutatea admisă repartizată pe suport, în funcție de lungimea liberă a lanțului	1—4 m 50—5 kg
Durabilitatea la o încărcare cu o greutate admisă pe suport	min. 50 000 cicluri



Simbol	Diametrul mediu de curbură mm	Diametrul maxim al cablului mm	Dimensiuni mm					
			A	B	C	a	c	g
TC 160—40	160	30	115	75	30	6,5	5	45
TC 200—50	200							

Pe mașina unealtă lanțurile portcablu (pe orizontală sau pe verticală) se vor monta pe suporți de sprijin sau ghidare.

Montarea și demontarea cablurilor se va face prin desfacerea părții de sus a suporților. Zalele de fixare se vor monta cu șuruburi pe elementul fix și elementul mobil al mașinii.

IAMU - BLAJ Intr. de accesorii pt. mașini-unelte str. Gh. Barițiu nr. 38 tel. 10.46

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXIX, Nr. 10, OCTOMBRIE 1977

CUPRINS

PREOCUPĂRI ACTUALE ÎN DEFORMAREA PLASTICĂ A METALELOR

TRIPȘA, I. :	**Contribuția cercetării științifice și a ingineriei tehnologice la reducerea consumului de metal.**	489
BOGOIAVLENSKII, K. N., : RIS, V. V., ALIEV, I. S., BELOSTOȚKII, IU. G.	**Experimentări ale unor metode avansate de matrițare volumetrică la rece.**	491
DRĂGAN, I., DRAGOȘ, E. :	**Unele aspecte cu privire la aprecierea deformabilității la rece a oțelurilor.**	494
ALI, S. M. J. :	**Cercetări privind uzura matrițelor de deformare plastică cu energii înalte**	498
GEORGESCU-COCOȘ, ST. :	**Elaborarea pe calculator de tehnologii de forjare liberă a axelor în trepte**	502
POPESCU, A. V., : GANOVICI, I.	**Influența parametrilor tehnologiei de extruziune asupra conductivității electrice a produselor extrudate din aliaje de aluminiu.**	504
BĂLȚATU, M. :	**Optimizarea schemei de forjare a unor piese mari din aliaje de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută.**	506
TUREAC, I., HURDU, D. :	**Contribuții la studiul rigidității preselor mecanice de tip deschis.**	509
BOJIȚĂ, M. :	**Încălzirea electrică inductivă a metalelor în vederea deformării lor la cald.**	517
GHIZDAVU, V. :	**Experimentări privind parametrii de lucru la ambutisarea prin explozii.**	522
MĂLUREANU, I. :	**Experimentări privind influența vitezei de deformare asupra neuniformității deformației la cald a unor oțeluri-carbon.**	528
DUMITRAȘ, C., : LUPȘA, D.	**Contribuții privind calculul modulului canalelor „T" ale plăcilor de bază și de cap în construcția de stanțe și matrițe din elemente modulare.**	530
ATANASIU, N., : TEODOSIU, C.	**Cercetări privind deformabilitatea unor aliaje de aluminiu determinată cu ajutorul încercării la răsucire.**	534

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. TEODOSIA OPRESCU
Redactor: ȘERBAN TEODORESCU

S U M A R

Tripşa, I. : **Contribuţia cercetării ştiinţifice şi a ingineriei tehnologice la reducerea consumului de metal.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 489

CZ :621.983.001.5

Bogoiavlenskii, K. N., Ris, V. V., Aliev, I. S., Belostoţkii, Iu. G. : **Experimentări ale unor metode avansate de matriţare volumetrică la rece.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 391, 5 fig. 4. ref.

CZ : 621.746.77

Drăgan, I., Dragoş, E. : **Unele aspecte cu privire la aprecierea deformabilităţii la rece a oţelurilor.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 494, 11 fig., 4 ref.

CZ : 621.983 :539 ?74

Ali, S. M. J. : **Cercetări privind uzura matriţelor de deformare plastică cu energii înalte.**

Costrucţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 498, 10 fig., 11 ref.

CZ : 621.744

Georgescu-Cocoş, St. : **Elaborarea pe calculator de tehnologii de forjare liberă a axelor în trepte.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 502, 3 fig., 3 tab., 2 ref.

CZ : 621.771.4

Popescu, A. V., Ganovici, I. : **Influenţa parametrilor tehnologici de extruziune asupra conductivităţii electrice a produselor extrudate din aliaje de aluminiu.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 504, 4 fig., 3 tab., 5 ref.

CZ : 621.744 :669.715

Bălţatu, M. : **Optimizarea schemei de forjare a unor piese mari din aliaje de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 506, 8 fig., 4 ref.

CZ : 621.979

Tureac, I., Hurdu, D. : **Contribuţii la studiul rigidităţii preselor mecanice de tip deschis**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 509, 18 fig., 2 tab., 10 ref.

CZ : 621.746.77

Bojiţă, M. : **Incălzirea electrică inductivă a metalelor în vederea deformării lor la cald.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 517, 7 fig., 5 ref.

CZ : 621.985

Ghizdavu, V. : **Experimentări privind parametrii de lucru la ambutisarea prin explozii.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 522, 7 fig., 3 tab., 17 ref.

CZ : 621.746.77 :669.16

Mălureanu, I. : **Experimentări privind influenţa vitezei de deformare asupra neuniformităţii deformaţiei la cald a unor oţeluri-carbon.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 528, 2 fig., 2 tab., 5 ref.

CZ : 621.983.32 :621.983

Dumitraş, C., Lupşa, D. : **Contribuţii privind calculul modulului canalelor „T" ale plăcilor de bază şi de cap în construcţii de stanţe şi matriţe din elemente modulate.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 530, 6 fig., 3 ref.

CZ : 669.715 :621.746.77

Atanasiu, N., Teodosiu, C. : **Cercetări privind deformabilitatea unor aliaje de aluminiu determinată cu ajutorul încercării la răsucire.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 534, 2 fig., 3 tab., 4 ref.

Revista „CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de Informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista„ Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: lei 150 anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: lei 8.

Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia" Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7492.

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1976, conform aprobării C.P.T. nr. **137/6332/1975.**

41.042

CONTENTS

DC : 621.983.001.5

Bogoiavlenskii, K. N., Ris, V. V., Aliev, I. S., Belostoţkii, Iu. G. : **Experimentations of certain advanced methods of volumetrical cold pressing.**

The results of certain hydrostatical extrusion experiments are presented, with copper and copper alloys, with high speed steel, with and without ultrasonic irradiation of the die. In the second part of the work, experiments of radial extrusion are presented, with possibilities and limits, results and applications area.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 491, 5 fig., 4 ref.

DC : 621.746.77

Drăgan, I. Dragoş, E. : **Certain aspects concerning the appreciation of steel ductility.**

The paper proposes some formulae — experimentally verified — for determining ductility of certain steels, frequently used in extrusion and cold pressing. The experimental data have been obtained through three different methods, the results being comparatively interpreted.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 494, 11 fig., 4 ref.

DC : 621.983 :539.374

Ali, S. M. J. : **Researches concerning forming die wear with high energies.**

The work contains a study on die wear in the metal forming process with high energies (HERF). For experiments, a Petro-Forge machine has been used, coupled with an induction furnace and a blank feeding device. An automatical lubrication device instruments for temperature measuring and security devices were used for, too, allowing feeding and blank forming one to every 5 seconds. After every 500 deformations of certain En 8 steel blanks with dimensions O 25 × 25 mm, die surface has been investigated until a total of 3000 deformations. It has been found out, that the wear of the over die is greater than that of the under one, due to a greater radial material shift on its surface.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 498, 10 fig., 11 ref.

DC : 621.744

Georgescu-Cocoş, S. : **Computer elaboration of hammer forging tehchnologies for step-by-step shafts.**

The form elaboration phases are given for the step-by-step hammer forged piece, applying the principles of economical diameter difference and of minimal length, able to achieve for every step. The general programme ensures the corespondence between the dimensions of the finished piece and of the forged one, for quick determination of machining allowances, necessary to a later cutting programme. From the general programme the followings are detailed : the subroutine for achieving the form of minimal volume with the first principle given above, the subroutine for die covering with extra-diameter and extra-length and the subroutine of merging steps with equal diameters.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 502, 3 fig., 3 tab, 2 ref.

DC : 621.771.4

Popescu, A. V., Ganovici, I. : **Influence of technological extrusion-parameters on the electrical conductivity of extruded aluminium alloy products.**

The article presents the quality controll method of extruded products through electrical conductivity measuring. Further an analysis of experimental data is carried out for several type — dimensions of extruded products. Finally, an appreciation is done of the efficiency of the controll method, function of the results obtained, with the view of increasing the amount of the respective products.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 504, 4 fig., 3 tab., 5 ref.

DC : 621.744 :669.715

Bălţatu, M. : **Optimization of forging scheme of certain great pieces of aluminium alloy with relatively little plasticity.**

A modified forging scheme is proposed for pieces with greater diameter than that of the blank casted of aluminium alloy with relatively little plasticity, in order to avoid forging faults. The piece on which experiences have been carried out is the motor piston of a high power diesel locomotive.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 506, 8 fig., 4 ref.

DC : 621.979

Tureac, I., Hurdu, D. : **Contributions to the stiffness study of open type mechanical presses.**

The methodology of determining statical stiffness is presented, as well as some results of experimental researches concerning deformation of different constructions of open type mechanical presses. The authors recommend stiffness as the main parameter which is to be known at the control of presses and is to be imposed for their design.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 509, 12 fig., 2 tab., 10 ref.

DC : 621.746.77

Bojiţă, M. : **Inductive electrical metal heating for heat forming.**

The advantages of inductive electrical heating for heat metal forming are listed, comparatively with classical methods. Formulae and nomographs are given — resulted of experimentations — for correct choice of an inductive heating equipment, for a concrete case of its use, considering the main parameters of the process.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 517, 7 fig., 5 ref.

DC : 621.985

Ghizdavu, V. : **Experimentations concerning work parameters in explosion squeezing.**

The results obtained with pieces of bell form, with different diameters and thicknesses, of stainless carbon steel and of aluminium are described. A stock calculus method is proposed, considering energy balance and the quality of the pieces obtained is analysed.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 522, 7 fig., 3 tab, 17 ref.

DC : 621.746.77 :669.16

Mălureanu, I. : **Experiments concerning the influence of forming speed on the non uniformity of heat distortion of some carbon steel.**

Experimental data concerning the influence of forming speed on the quality of the formed material are given. This quality is expressed through the distribution of non uniformity in heat distortion. It results, that this parameter is equally important as temperature for obtaining a high quality structure.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 528, 2 fig., 2 tab., 5 ref.

DC : 621. 983. 32 :621.983

Dumitraş, C., Lupşa, D. : **Contributions concerning the calculus of „T'' canals modulus of base and head plates in stamp and mould construction of modular elements.**

The calculi of geometrical elements at base and head plates are presented, considering mechanical stresses and admitted material resistance. The calculi are based on the earlier determination of modulus for this stamp type.

Construcţia de maşini, 29 (2977), nr. 10, p. 530, 6 fig., 3 ref.

DC : 669.715 :621.746.77

Atanasiu, N., Teodosiu, C. : **Researches concerning the deformability of certain aluminium alloys through torsion tests.**

The results of theoretical and experimental researches are presented, concerning deformation and break off of the aluminium alloys Al Cu Mg 1 and Al Mg 5, characterized through a reduced deformability. The theoretical study has permitted to describe the dependence between tangential stress and torque couple, by means of a constitutive equation. The torsion tests carried out have conducted to determination of peripheric breaking strain and to establishing the reduction degree in the case of machining aluminium alloy through plastic deformation.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 10, p. 534, 2 fig., 3 tab., 4 ref.

S O M M A I R E

CD : 621.983.001.5

Bogoiavlenskii, K. N., Ris, V. V., Aliev, I. S., Belostoțkii, Iu. G. : **Expérimentations de certaines méthodes avancées de moulage volumétrique à froid.**

On y présente les résultats de certaines expérimentations d'extrusion hydrostatique à cuivre et alliage de cuivre, à l'acier rapide avec (et sans) irradiation ultra-sonique du moule. On y présente aussi des expérimentations d'extrusion radiale : possibilités, limites, résultats et domaines d'application.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 491, 5 fig., 4 ref.

CD : 621.746.77

Drăgan, I., Dragoș, E. : **Certains aspects sur l'appréciation de la déformabilité à l'état froid des aciers.**

On y propose certaines formules — vérifiées expérimentalement — pour déterminer la déformabilité à l'état froid de certains aciers utilisés fréquemment à l'extrusion et au moulage à froid. Les données expérimentales ont été obtenues par trois méthodes différentes dont les résultats ont été interpretes par comparaison.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 494, 11 fig., 4 ref.

CD : 621.983 :539.374

Ali, S. M. J. : **Recherches concernant l'usure des moules de déformation plastique avec de hautes énergies.**

L'ouvrage contient une étude sur l'usure des moules dans les processus de déformation plastique avec de hautes énergies (HERF). Pour les expérimentations on a utilisé une machine Petro-Forge couplée avec un four à induction et un mécanisme d'alimentation avec semi-fabricats. On a utilisé aussi un dispositif automatique de lubrification, des instruments pour la mesure de la température et des dispositifs de sécurité, en permettant l'alimentation et la déformation des semi-fabricats, l'un à chaque cinq secondes. Après 500 déformations de certains semi-fabricats en acier En 8 avec les dimensions ∅ 25 × 25 mm on a fait des investigations sur la surface des moules jusqu'à un total de 3000 déformations. On a découvert que l'usure du moule supérieur est plus grande que celle du moule inférieur grace à un déplacement radial plus grand du matériels, sur la surface du moule supérieur.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 498, 10 fig., 11 ref.

CD : 621.744

Georgescu-Cocoș, S. : **L'élaboration sur le calculateur de technologies de forgement libre en étapes pour des axes.**

Pour élaborer la forme de la pièce forgée librement en étapes, on applique les principes de la différence économique de diamètres et de la longueur minime réalisable de chaque étape. Le programme général assure une correspondance entre les dimensions de la pièce achevée et celles de la piéce forgée pour déterminer rapidement les suppléments pour ajustage nécessaires au programme ultérieur de taillage. Du programme général sont détaillées la sous-routine pour réaliser la forme du volume minime avec le premier principe énoncé et la sous-routine de fusion des étapes à diamétres égaux.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 502, 3 fig., 3 tab., 2 ref.

CD : 621.771.4

Popescu, A. V., Ganovici, I. : **L'influence des paramètres technologiques d'extrusion sur la conductivité électrique des produits extrudés en alliages d'aluminium.**

L'article présente la méthode de contrôle de la qualité des produits extrudés par la mesure de la conductivité électrique. On y fait une analyse des données expérimentales pour plusieurs dimensions typifiées de produits extrudés. On présente l'efficacité de la méthode de contrôle en tenant compte des résultats obtenus dans le but de l'accroissement de la pesanteur des produits correspondants.

Constructia de mașini, 29(977), no 1, p. 504, 4 fig., 3 tab., 5 ref.

CD : 621.744 :669.715

Bălțatu, M. : **L'optimisation du schéma de forgement de certains pièces de grande dimension en alliage d'aluminium ayant la plasticité rélativement réduite.**

On y propose un schéma modifié de forgement des pièces ayant le diamètre plus grand que celui du semi-fabricat fondu en alliage d'aluminium avec la plasticité rélativement réduite dans le but de l'élimination des défauts de forgement. La pièce, sur laquelle on a fait des expériences, est le piston du moteur diesel de grande puissance.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 506, 8 fig., 4 ref.

CD : 621. 979

Turcac, I., Hurdu, D. : **Contributions a l'etude de la rigidité des presses mécaniques de type ouvert.**

On y présente la methodologie de la détermination de la rigidité statique et certains résultats des recherches experimentales concernant les déformations des différentes constructions de presses mécaniques. Les auteurs recommandent la rigidité comme une principale caractéristique qui doit être connue au contrôle des presses et à l'établissement d'un projet.

Constructia de mașini, 29 (1977), nr. 10, p. 509, 18 fig., 2 tab., 10 ref.

CD : 621.746.77

Bojiță, M. : **Le chauffage électrique inductif des métaux en vue de leur déformation à l'état chaud.**

Le chauffage électrique inductif est très avantageux pour la déformation des métaux à chaud. On a expérimenté des formules et des nomogrammes pour le choix correcte d'une installation de chauffage inductif, en tenant compte des principaux paramètres du processus.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10 p. 517, 7 fig., 5 ref.

CD : 621.985

Ghizdavu, V. : **Expérimentations concernant les paramètres de fonctionnement à l'emboutissage par explosion.**

On y présente les résultats obtenus aux pièces en forme de calotte avec des diamètres et épaisseurs différents, en acier-charbon inoxydable et en aluminium. On a proposé, une nouvelle méthode de calcul de la charge, en considérant le bilan des énergies et on y analyse la qualité des pièces obtenues.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 522, 7 fig., 3 tab., 17 ref.

CD : 621.746.77 :669.16

Mălureanu, I. : **Expérimentations concernant l'influence de la vitesse de déformation sur l'irrégularité de la déformation à chaud des aciers charbon.**

On y présente des données expérimentales concernant l'influence de la vitesse de déformation sur la qualité du material déformé — qualité exprimée par la distribution de l'irrégularité des la déformation à chand. Il suit de la que ce paramètre est aussi important que la température pour obtenir une structure de qualité.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 528, 2 fig., 2 tab., 5 ref.

CD : 621.983.32 :621.983

Dumitraș, C., Lupșa, D. : **Contributions au calcul du module des rainures en „T" des plaques de base et de tête dans la construction des étampeuses et des moules des éléments modulaires.**

On y présente les calculs des éléments géometriques aux plaques de base et de tête, en considérant les sollicitations mécaniques et la résistance tolérable du matériel. Les calculs ont à la base la détermination préalable du module pour ce type d'étampeuses.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 530, 6 fig., 3 ree.

CD : 669.715 :621.746.77

Atanasiu, N., Teodosiu, C. : **Recherches concernant la déformabilité de certains alliages d'aluminium à l'aide de l'essai de torsion.**

On y présente les résultats des recherches théoriques et expérimentaux sur la déformation et la rupture des alliages d'aluminium Al Cu 4 Mg 1 și Al Mg 5, caractérisés par une déformabilité réduite. L'étude théorique décrit la dépendance de la tension tengentielle vis-à-vis de couple de torsion, exprimée par une équation constitutive. Les essais de torsion effectuées ont déterminé la déformation périphérique à la rupture et à l'éstablissement du degrès de réduction dans le cas de l'usinage des alliages d'aluminium par déformation plastique.

Constructia de mașini, 29 (1977), no. 10, p. 534, 2 fig., 3 tab., 4 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK: 621.983.001.5
Bogoiavlenskii, K. N., Ris, V. V., Aliev, I. S., Belostoţkii, Iu. G.: **Versuche einiger fortgeschrittenen Methoden von volumetrischen Kaltpressen.**

Man beschreibt die Versuchsergebnisse von hydrostaticshen Spritzen von Kupfer und Kupferlegierungen, von Schnellstahl, mit und ohne Ultraschallbestrahlung des Gesenkes. In dem zweiten Teil der Arbeit, werden Radialspritz versuche beschrieben, mit ihren Möglichkeiten und Beschränkungen, Ergebnissen und Anwendungsgebieten.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 491, 5 bild, 4 ref.

DK: 62..746.77
Drăgan, I., Dragoş E.: **Einige Aspekte betreffs der Beurteilung der Kaltverformbarkeit von Stahl.**

Die Arbeit schlägt einige — experimentell nachgeprüften — Formel vor, für Ermittlung der Kaltverformbarkeit einiger beim Strangpressen und Kaltpressen oft eingesetzten Stähle. Die Versuchsangaben wurden durch drei verschiedenen Methoden erzieltu nd die Ergebnisse wurden durch Vergleich ausgedeutet.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 494, 11 bild, 4 ref.

DK: 621.983.539.374
Ali, S. M. J.: **Forschungen über den Verschleiss der Verformungsgesenke mit Hochleistungsenergien.**

Die Arbeit enthält ein Studium über den Gesenkverschleiss im Verformungsvorgang mit Hochleistungsenergien (HERF). Für Versuche, wurde eine Petro-Forge Maschine eingesetzt, die mit einem Induktionsofen und mit einem Beschickungsmechanismus mit Halbfabrikaten in Anschluss gebracht wurde. Man verwendete auch einem automatischen Schmiergerät, Instrumente für Temperaturmessung und Sicherheitsgeräte, wobei Beschickung un Verformung der Halbfabrikaten jeder 5 Sekunden möglich war. Nach jede 500 Verformungen einiger Halbfabrikaten aus En 8 Stahl mit Ausmessungen ⌀25 × 25 mm, überprüfte man die Gesenkoberfläche bis insgesamt 3000 Verformungen. Es wurde festgestellt, dass der Verschleiss des oberen Gesenkes grösser als der des unteren Gesenkes ist, infolge einer grösseren Radialverschiebung des Stoffes auf dessen Oberfläche.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 498, 10 bild, 11 ref.

DK: 621.744
Georgescu-Cocoş, S.: **Rechnerunterstützte Ausarbeitung von Freiformschmiedentechnologien für staffelförmiger Achse.**

Man gibt die Stufen der Formausarbeitung des freiformgeschmiedenen staffelförmigen Werkstücks an und verwendet die Grundsätze der wirtschaftlichen Durchmesserdifferenz und der Minimallänge die man bei jeder Treppe erzielen kann. Das allgemeine Programm ersichert die Ubereinstimmung zwischen die Ausmässe des Fertigstücks und des Schmiedestücks, um eine rasche Ermittlung der erforderten Bearbeitungszugaben, für ein nachfolgendes Schnittprogramm. Aus dem allgemeinen Programm beschreibt man ausführlich die Routine für Erzielung des minimalen Volumonforms mit dem ersten oben erwähnten Grundsatz, die Routine für Formenauskleidung mit Bearbeitungszugaben zu den Durchmesser und Länge und die Routine des Treppenverschmelzung mit gleichem Durchmesser.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 502, 3 bild, 3 tab., 2 ref.

DK: 621.771.4
Popescu, A. V., Ganovici, I.: **Einfluss technologischer Strangpressparameter auf die elektrische Leitfähigkeit von Spritzerzeugnissen aus Aluleqierungen.**

Man beschreibt die Gütekontrollmethode von Spritzerzeugnissen durch elektrischer Leitfähigkeitsmessung. Weiter analysiert man die Versuchsangaben mehrerer Typenausmässe von spritzerzeugnissen. Zur Ende, beurteilt man die Wirksamkeit der Kontrollmethode im Abhang von den erzielten Ergebnissen, zwecks Steigerung der Erzeugnismengen.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 504, 4 bild, 3 tab., 5 ref.

DK: 621.744 :669.715
Bălţatu, M.: **Optimisierung der Schmiedschema einiger grossen Werkstüken aus Alulegierungen verhältnismässig kleiner Plastizität.**

Man schlägt eine veränderte Schmiedschema vor, für Werkstücke mit grösserem Durchmesser als der des Alulegierunggusses verhaltnismässig kleiner Plastizität, zwecks Beseitigung von Schmiedefehlern. Das Werkstück, auf dem die Versuche vergenommen wurden ist der Motorkolben der Hochleistungs — Diesellokomotive.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 506, 8 bild, 4 ref.

DK: 621.979
Tureac, I., Hurdu, D.: **Beiträge zum Starrheitsstudium offenartiger mechanischer Pressen.**

Man beschreibt die Ermittlungsmethodik von statischen Starrheit und einige experimentelle Forschungsergebnisse über die Verformungen verschiedener Bauarten von offenen mechanischen Pressen. Die Verfasser empfehlen die Starrheit als Hauptkennzeichen, die bei Pressenkontrolle bekannt und bei Entwurf angegeben werden muss.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 509, 13 bild, 2 tab., 10 ref.

DK: 621.746.77
Bojiţă, M.: **Elektroinduktive Beheizung von Metallen für Warmverformung.**

Man führt die Vorteile der elektroinduktiven Metallbeheizung für Warmverformung auf und vergleicht sie mit den klassischen Verfahren. Man gibt Experimentations-formel und — nomogramme an, für den rechten Auswahl einer induktiven Heizeinrichtung, für einen konkreten Einsatzfall, unter Beobachtung der Hauptparameter des Vorgangs.
Costrucţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 517, 7 bild, 5 ref.

DK: 621.985
Ghizdavu, V.: **Versuche über Arbeitsparameter bei Explosionstiefzug.**

Man beschreibt die bei kappenförmigen Werkstücken verschiedener Durchmesser und Dicken, aus nichtrostenden Kohlenstoffstahl und Aluminium erhaltenen Ergebnisse. Man schlägt eine Einsatzberechnungsmethode vor, welche den Energiebilanz beachtet und man prüft die Güte der erhaltenen Werkstücke.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 522, 7 bild, 3 tab., 17 erf.

DK: 621.746.77 :669.16
Mălureanu, I.: **Versuche betreffs des Einflusses der Umformgeschwindigkeit auf die Ungleichmässigkeit von Warmumformung einiger Kohlenstoffstähle.**

Man gibt Versuchsangaben an, über den Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf Materialgüte. Diese wird durch die Verteilung der Ungleichmässigkeit der Warmumformung ausgedrückt. Es ergibt sich, dass dieser Parameter ebenso wichtig als Temperatur, für das Erhalten einer erstklassigen Struktur, sei.
Construcţia de maşini, 29 (1966), Nr. 10, S. 528, 2 bild, 2 tab., 5 ref.

DK: 621.983.32 :621.983
Dumitraş, C., Lupşa, D.: **Beiträge zu die Berechnung des T-Kanäle -Modulus von Grund — und Kopfplatten im Stanz — und Matrizenbau aus Modulärelementen.**

Man gibt die Berechnung geometrischer Elemente bei Grund-und Kopfplatten an, indem man mechanische Beanspruchungen und zuläsige Materialfestigkeit in Betracht nimmt. Die Berechnungen haben als Grund die vorherige Ermittlung des Moduls für diesen Stanzentypus.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 530, 6 bild, 3 ref.

DK: 669.715 :621.746.77
Atanasiu, N., Teodosiu, C.: **Forschungen über die Verformbarkeit einiger Alulegierungen durch Torsionsversuche.**

Man beschreibt die Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Forschungen über die Verformung und den Riss von Al Cu 4 Mg 1 und Al Mg 5 Alulegierungen, die sich durch kleine Verformbarkeit auszeichnen. Das theoretische Studium ermöglichte die Beschreibung der Abhängigkeit zwischen der Tangentialspannung und dem Torsionmoment mit der Hilfe einer Konstitutivgleichung. Die vorgenommene Torsionsversuche führten zu die Ermittlung der peripherischen Rissverformung zu die Festlegung des Reduktionsgrades im Falle von Alulegierungbearbeitung durch zähe Verformung.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 10, S. 534, 2 bild, 3 tab., 4 ref.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 621.983.001.5

Богоявленски, К., Н., Рис, В.В., Алиев, И.С., Белостоцки, Ю. Г.: **Испытание некоторых передовых методов холодной объёмно штамповки.**

Передаваются результаты некоторых испытаний гидростатического выпитания у Си и медных сплавов, у быстрорежущей стали с и без ультразвукового облучения штампа.

Представляются испытания радиального выпирания, с возможностями и пределами, результатами и областьями накладывания.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 491, 5 фиг., 4 реф.

ДК: 621.746.77

Дрэган, И., Драгош, Е.: **Некоторые углы зрения по отношению к оценке способности деформации в холодном состоянии сталей.**

Произведеие предлагает немного формулы — проверенные опытным путем — для определения способности деформации в холодном состояний накоторых сталей, используемых обычно у выпирания и холодной штамповки. Опытные данные получаются с помощью тремя различными методами, которых результатов исполняются сравнительно.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 494, 11 фиг., 4 реф.

ДК: 621.983:539.374

Али, С. М. Ж.: **Исследование по отношению к срабатыванию штампов пластического деформирования с высокой энергией.**

В статье одерживается изучение что касается срабатыванию штампов в процессах пластического деформирования с высокими энергиями (ХЕРФ).

Для испытаний используется машина Petro Forge, в сцепление с индукционной печью и с подающим механизмом с полуфабрикатами.

Используется также автоматическое устройство смазывания, инструменты для измерения температуры и устройства для предохранители позволяя питание и деформирование полуфабрикатов, по одному у каждых 5 секундам.

После каждых 500 деформирований однух стальных полуфабрикатов En 8 с размерами ∅25×25 мм, расследовается поверхность штампов до суммы 3000 деформирований.

Доказывается что срабатывание верхнего штампа — больше чем срабатыванием нижнего штампа, благодаря большего радиального передвижения на поверность штампа.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 498, 10 фиг., 11 реф.

ДК: 621.744

Джорджеску-Кокош, С.: **Разработка технологий свободной ковки для шпинделе в подножках на калкуляторе.**

Отдаваются периоды разработки формы детали полученной сквозь свободную ковку в подножках, употребляя основы экономического различия диаметров и мелчайшей длины осуществимой каждой подножки.

Общий план обеспечивает кореспонденцию между размерами законченного детали и ковкого детали для установления припусков необходимых дальнейшего плана резания.

Уточняются подрутина для осуществления формы мелчайшего объёма с первым высказыванным принципом, и подрутина смешания подножок с равными диаметрами.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 502, 3 фиг., 3 таб., 2 реф.

ДК: 621.771.4

Попеску А. В., Ганович, И.: **Влияние технологчиеских параметров ударного выдавливания на электрическую удельную проводимость выпиранных изделии из алюминиевых сплавов.**

Показываются способ для контроли качества выпиранных изделии сквозь измерение электрической удельной проводимости. Анализируются опытные данные для некоторых типоразмеров выпиранных изделий.

Уважается эффективность контрольного метода в зависимости от полученных результатов с целью усовершенствования качества выпиранных изделий.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 504, 4 фиг., 3 таб., 5 реф.

ДК: 621.744:669.715

Бэлцату, М.: **Усовершенствование схемы для ковки некоторых деталей из алюминиевого сплава с относительно сокращённой пластичностью.**

Предлагается видоизменённую схему для ковки деталей с диаметром больше чем литого полуфабрикат из алюминиевого сплава с относительно сокращённой пластичностью, с целью исключению дефектов ковки. Испытания осуществляются на поршень двигателья магистрального тепловоза.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 506, 8 фиг., 4 реф.

ДК: 621.979

Туреак, И., Хурду, Д.: **К вопросу изучение жесткость механических открытых прессов.**

В статье приведены методика определения статистической жесткости и несколько экспериментальные результаты, относящиеся к деформированию некоторых варианты открытых механических прессов. Авторы рекомендуют жесткость как значительная характеристика, которых нужно известна у контроли прессов и предписыванна в проектирование.

Construcţia de maşini, 29 (1977) н. 10, стр. 509, 18 фиг., 2 таб., 10 реф

ДК: 621.746.77

Божицэ, М.: **Электрическое индуктивное отопление металлов в виду деформирования в горячем состояний.**

Перечисляются ползы электрического индуктивного отопления у деформирования в горячем состояний металлов, по сравнению с классическими методами. Представляются формулы и номограммы — опытные — для правильного отбора одного электрического индуктивного отопления, за конкретным случаем использования, учитывая к главных параметров процесса

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 517, 7 фиг., 5 реф.

ДК: 621.985

Гиздаву, В.: **Экспериментирования относящиеся к параметрам работы у штамповки через вспышку.**

Описываются полученные результаты у деталям в виде ермолки с диаметрами и толщинами разными, из углеродистой стали неокисляемой и алюминиего. Предлагают способ расчёта погрузки, который принимает во внимание итог энергий и анализируется качество полученных деталей.

Construcţia de maşini, 29 (1977) н. 10, стр. 522, 7 фиг., 3 таб., 17 реф.

ДК: 621.746.77:669.16

Мэлуреану, И.: **Эксперименты по отношению к влиянию скорости искажения на разнотипностьдеформаций в горячем состоянии некоторых углеродистых сталей.**

Представляются опытные данные по отношению к влиянию скорости искажения на качество деформированного материала — качество выразимое сквозь распределение разнотипности деформаций д горячем состоянии. Следует что этот параметр — тождественный значительный как и температура для получения структуры высокого качества.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 528, 2 фиг., 2 таб., 5 реф.

ДК: 621.983.32: 621.983

Думитраш, К,, Лупша, Д.: **Взносы относящиеся к вычислению модули каналов ,,Т" литейных платформ и головных пластинок у строения штампов и матриц из модулярных элементов.**

Приведены расчёты геометрических элементов у литенйых платформ и головных пластинок, принимая во внимание механические нагрузки и допустимое сопротивление материала.

Прдеварительно устанавливается модуль «Т» для таких видов матриц.

Construcţia de maşini, 29 (1977) н. 10, стр. 530, 6 фиг., 3 реф.

ДК: 669.715:621.746.77

Атанасиу, Н., Теодосиу, К.: **Исследования относящиеся к способности деформаций некоотрых алюминиевых сплавов определённое с помощью испытания на скручивание.**

Показываются результаты теоретических и экспериментальных исследований о способностьь деформаций и разрыве алюминиевых сплавов Al Cu 4 Mg 1 и Al Mg 5, характеризованных уменьшённым способностью деформаций.

Теоретическое изыскание позволяло описывание зависимости между полным касательным напряжением и напряжённый момент с помощью составным уравнением. Испытания на скручивание исполняемые позволяли определение деформаций у разрыву и учреждение степени восстановления в случае разработки алюминиевых сплавов с помошью пластичным способностью деформаций.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 10, стр. 534, 2 фнг., 3 таб., 4 реф.

Contribuţia cercetării ştiinţifice şi ingineriei tehnologice la reducerea consumului de metal*

Prof. dr. doc. ing. IOSIF TRIPŞA Vicepreşedinte al C.N.S.T.

În expunerea făcută în 28 martie 1977 în şedinţa comună a Comitetului Central al Partidului Comunist Român, a Marii Adunări Naţionale şi a Consiliului Suprem al Dezvoltării Economice şi Sociale, tovarăşul secretar general Nicolae Ceauşescu arăta că prin reducerea cheltuielilor materiale în producţie vor fi create „noi şi importante resurse atît pentru creşterea avuţiei naţionale, cît şi pentru ridicarea mai rapidă a nivelului de trai al poporului. Iată de ce se impune să se desfăşoare în continuare, cu toată perseverenţa şi spiritul de răspundere eforturile oamenilor muncii pentru reducerea tot mai substanţială a cheltuielilor materiale şi utilizarea cu maximum de eficienţă a resurselor de care dispunem".

De altfel valorificarea superioară a tuturor resurselor materiale şi umane de care dispunem în vederea intensificării ritmului de dezvoltare al ţării noastre este o constantă a politicii economice a partidului nostru.

Una dintre cele mai importante resurse ale economiei noastre naţionale este disponibilul de metal: oţel, fontă, aluminiu şi diferite aliaje neferoase. Importanţa acţiunilor pentru reducerea consumurilor de metal este demonstrată de experienţa din cincinalul trecut, în care — prin mărirea treptată a coeficientului de scoatere şi de utilizare a metalului — s-a realizat în metalurgie şi construcţia de maşini o economie totală (faţă de normele existente la sfîrşitul anului 1970) de 5 300 000 tone, din care 3 100 000 tone de laminate feroase.

În noul cincinal posibilităţile de utilizare mai raţională a metalului în industria metalurgică şi constructoare de maşini s-au amplificat odată cu creşterea volumului total al producţiei şi al consumului de metal. Numai printr-o reducere cu 10% a greutăţii produselor industriei constructoare de maşini se poate realiza în acest cincinal o economie de 3,5—4 milioane tone de metal.

În această direcţie sarcini importante revin cercetării ştiinţifice şi ingineriei tehnologice. Astfel, încă din cursul anului 1976 în fiecare institut de cercetare şi inginerie tehnologică au avut loc dezbateri ample şi complexe, iar în acest an au fost organizate expoziţii (vizitate de conducerea superioară de partid şi de stat) şi simpozioane — acţiuni care au culminat cu lucrările plenarei Consiliului Naţional pentru Ştiinţă şi Tehnologie din 5—6 mai 1977.

În prezent s-au întrunit toate condiţiile necesare pentru ca în 1977 să se atingă valorile prevăzute în planul cincinal pentru anul 1980 la aproape totalitatea consumurilor specifice. De asemenea, — în perioada 1978—1980 — s-au fundamentat măsurile care asigură realizarea a peste 91 % din sarcina de economii stabilită de plenara Comitetului Central al Partidului Comunist Român din 2—3 noiembrie 1976.

La aceste bune rezultate au adus o contribuţie valoroasă specialiştii din cercetarea, proiectarea şi producţia metalurgică şi constructoare de maşini. Prin măsurile stabilite în vederea reducerii greutăţii produselor, a extinderii materialelor metalice cu caracteristici mecanice superioare şi a înlocuitorilor (îndeosebi mase plastice), precum şi a promovării tehnologiilor moderne, consumul de metal în industria construcţiilor de maşini se va reduce în acest cincinal cu 2 690 700 tone, din care 1 326 800 tone laminate din oţel. Se va acţiona în continuare pentru găsirea unor noi măsuri tehnico-organizatorice (mai ales prin reproiectarea produselor pe baza analizei valorii) pentru asigurarea unor economii suplimentare cuprinse între 309 300 şi 1 509 300 tone, pentru a îndeplini în totalitate sarcina minimă, respectiv cea maximă trasată construcţiei de maşini de plenara Comitetului Central al Partidului Comunist Român din noiembrie 1976.

În cadrul industriei construcţiilor de maşini se preconizează aplicarea unui număr foarte mare de măsuri pentru creşterea indicelui de utilizare a laminatelor începînd cu centralizarea debitării acestora, îmbunătăţirea planurilor de croire, reducerea grosimii pereţilor şi nervurilor, reproiectarea maşinilor şi utilajelor, reducerea adaosurilor tehnologice, extinderea forjării de precizie, a laminării radiale şi axiale, înlocuirea oţelurilor cu alte materiale (inclusiv cu mase plastice), introducerea debitării anodo-mecanice, extinderea sudării prin frecare, executarea burghielor prin laminare sau extrudare, realizarea sculelor din oţel rapid prin turnare, extinderea tratamentelor termice şi termochimice (inclusiv a celor realizate cu ajutorul încălzirii electrice), extinderea folosirii reperelor sinterizate din pulberi metalice şi multe altele.

Pentru reducerea consumului de alte materiale metalice se preconizează extinderea topirii fontei şi oţelului în cuptoare electrice (inclusiv cu inducţie) extinderea turnării de precizie, introducerea turnării sub presiune, extinderea folosirii fontelor şi oţelurilor rezistente la abraziune, reducerea pierderilor la turnare, încălzire, forjare; folosirea unor vopsele şi a altor materiale auxiliare de calitate în turnătorii, extinderea folosirii fontelor

* Din referatul prezentat la simpozionul „Tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal", 13—14 iunie 1977.

nodulare şi speciale, înlocuirea bronzurilor cu mase plastice, turnarea matriţelor din oţel în forme ceramice, înlocuirea unor piese turnate sau forjate cu altele sudate sau ambutisate; extinderea turnării cu modele uşor fuzibile, recondiţionarea prin sudare, metalizare sau alte tehnologii terotehnice a pieselor de maşini.

În vederea reducerii consumului de feroaliaje, metale şi aliaje neferoase se acţionează în vederea perfecţionării tehnologiilor de elaborare, dezoxidare şi turnare, a extinderii acţiunilor de recuperare a metalelor neferoase şi a înlocuirii acestora cu mase plastice, a elaborării unor noi tipuri de aliaje de lipire cu conţinut redus de argint şi a extinderii folosirii oţelurilor tratate termic în locul unor oţeluri înalt aliate.

De asemenea, sînt necesare noi măsuri şi programe de valorificare superioară a resurselor de metal derivînd din asimilarea noilor tehnologii pe plan mondial. În cadrul lucrărilor plenarei C.N.S.T. din 5—7 mai 1977 au fost expuse o serie de teme interesante ca: utilizarea şi rentabilitatea turnării continue a metalelor neferoase şi a fontelor (H. A. Krall; H. A. Koch de la Technica Guss GmbH Austria), modele matematice pentru calcularea proprietăţilor mecanice ale produselor metalurgice ce conţin elemente de aliere (R. Blondeau, Ph. Maynier, F. Dollet, B. Veillard-Baron de la Creuzot-Loire din Franaţa) teoria, tehnologia şi economia oţelurilor microaliate (M. Korcinsky de la Union Carbide din S.U.A.); tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal (T. Bell de la Universitatea din Liverpool-Anglia); analiza fizică roentgeno-structurală a straturilor cimentate în mediu gazos cu carburator lichid (V. Micov şi Maria Iakomova de la Masproekt din R. P. Bulgaria); condiţiile folosirii economice a oţelurilor tratate la temperaturi înalte (Zbigniew Stradowski de la Institutul politehnic cehoslovac); utilizarea metalelor cu punct ridicat de topire în cuptoare de recoacere cu vid (F. Hosp şi D. Schichten de la Balzers din Lichtenstein); eficienţa folosirii fontelor de înaltă puritate de tip Sorel la turnarea pieselor cu structură feritică (Hans Roedter de la Sorelmetal-Düsseldorf din R. F. Germania); metoda de control pentru topirea oţelului în cuptoare electrice cu arc şi cu căptuşeală bazică pentru evitarea defectelor de turnare datorată calităţii oţelului (K. Ableidingen şi P. Strizik din Austria).

După cum se ştie, o realizare valoroasă a ştiinţei şi tehnologiei contemporane este „analiza valorii", o metodă care permite folosirea cît mai eficientă a tuturor resurselor materiale.

Analiza valorii poate fi aplicată în toate fazele producţiei materiale, începînd de la cercetare şi proiectare şi terminînd cu execuţia industrială. Această metodă oferă maximum de eficienţă atunci cînd este aplicată în activităţile de concepţie desfăşurate în institute, laboratoare sau în serviciile de pregătire a fabricaţiei din întreprinderile productive. Cu ajutorul ei s-au obţinut reduceri spectaculoase de consumuri şi costuri şi s-a îmbunătăţit substanţial calitatea şi competitivitatea produselor.

Recent a fost aprobat „Programul special pentru aplicarea generalizată la scara întregii economii a analizei valorii în vederea creşterii eficienţei economice producţiei şi reducerii cheltuielilor de producţie".

Programul prevede ca noua metodă să fie introdusă treptat în toate întreprinderile industriale, institutele de cercetare şi proiectare, astfel încît să devină un instrument obişnuit de lucru în activitatea de concepţie a produselor noi sau modernizate. În industria construcţiilor de maşini, generalizarea aplicării analizei valorii trebuie să se încheie în trimestrul trei al acestui an. Aplicată în mod specific pentru creşterea coeficienţilor de scoatere, respectiv de utilizare a metalului, analiza valorii permite să se adîncească studiile capabile să ducă la stabilirea unor măsuri suplimentare pentru reducerea tuturor pierderilor de metal chiar începînd cu forma materiilor prime (minereuri, concentrate etc.) şi terminînd cu transformarea metalului în piese finite ce se montează în maşini, utilaje sau instalaţii. Analiza valorii permite de asemenea stabilirea unei strategii generale şi pe etape pentru conducerea proceselor de producţie astfel încît să se asigure în cel mai înalt grad nevoile economiei naţionale cu minimum de metal, ceea ce este echivalent — în condiţiile economiei noastre — cu obţinerea unor produse suplimentare. Prin urmare aplicarea largă şi corectă a analizei valorii la toate produsele industriei metalurgice şi constructoare de maşini va permite sporirea mai accelerată a avuţiei naţionale şi creşterea nivelului de trai. Integrarea armonioasă a producţiei, cercetării şi învăţămîntului superior se dovedeşte deosebit de rodnică, deoarece permite abordarea pluridisciplinară a problemelor ridicate de dezvoltarea rapidă a economiei naţionale şi găsirea unor soluţii eficiente în practica industrială. Trebuie stabilite noi posibilităţi concrete pentru accelerarea procesului de integrare, care să contribuie la sporirea contribuţiei tuturor specialiştilor, indiferent de locul lor de muncă, la îndeplinirea sarcinilor de reducere a consumului de metal.

CZ: 621.983.001.5

Experimentări ale unor metode avansate de matriţare volumetrică la rece

Prof. dr. ing. K., N. BOGOIAVLENSKII, dr. doc. ing. V., V. RIS
ing. I., S. ALIEV, ing. Iu., G. BELOSTOŢKII, Institutul Politehnic „M. I. Kalinin" – Leningrad

În ultimii ani la „Inst. Politehnic Kalinin" din Leningrad s-au experimentat metode de intensificare a proceselor de deformare volumetrică la rece precum şi noi scheme de extruziune, cu scopul lărgirii numărului de materiale şi piese din construcţia de maşini, prelucrate prin metodele de matriţare la rece. În lucrare sînt prezentate cercetări şi rezultate ale proceselor de extruziune hidrostatică şi de extruziune radială.

Cercetări de extruziune hidrostatică

Extruziunea hidraulică este un proces la care transmiterea presiunii asupra semifabricatului are loc prin intermediul unui lichid. Utilizarea extruziunii hidrostatice permite lărgirea posibilităţilor tehnologice, deoarece, în comparaţie cu extruziunea obişnuită, are loc micşorarea forţelor de frecare dintre semifabricat şi matriţă, îmbunătăţirea uniformităţii deformaţiilor, mărirea plasticităţii, îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale materialelor deformate [1].

Prin cercetările elaborate în ultimii ani, s-a stabilit că utilizarea ultrasunetelor în procesele de deformare plastică asigură o desfăşurare mai intensă şi mai uniformă a deformării, precum şi micşorarea forţelor necesare şi obţinerea unei suprafeţe de calitate [2 ... 4]. În lucrarea prezentată sînt redate rezultatele cercetărilor procesului de extruziune hidrostatică, cu şi fără iradierea ultrasonică a matriţei.

Experimentările au fost făcute pe o presă hidraulică model PO–440 cu o forţă de 10MN (1000tf), pe care s-a montat dispozitivul de extruziune hidrostatică în figura 1. Presiunea necesară se realizează prin deplasarea plungerului în conteinerul 1, în care se introduce semifabricatul. Matriţa

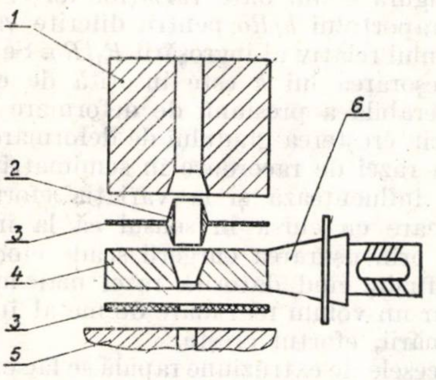


Fig. 1. Schema instalaţiei pentru extruziune hidrostatică cu utilizarea ultrasunetelor.

4 este izolată acustic de batiul 5 şi conteinerul 1 prin garniturile de material plastic 3. Etanşarea între plunger şi conteiner se face cu un inel de etanşare, matriţa şi conteinerul se asamblează cu ajutorul unei bucşe cu dublă conicitate 2. Materialul inelului de etanşare şi al bucşei 2 este un bronz cu beriliu. Matriţa şi conteinerul sînt executate prin fretare, iar materialul din care au fost realizate bucşa interioară a matriţei şi conteinerul este oţel H 12 M. Ca lichid de lucru la extruziunea hidrostatică a fost utilizat ulei de maşină. Vibraţiile ultrasonice au fost transmise matriţei cu transmiţătorul de ultrasunete 6 (fig. 1) de tip PMS–15–A–18 de la generatorul de ultrasunete de tip UZG 10–22 cu putere de 10 kW. Deosebirea dintre schema prezentată şi schemele de transmitere a ultrasunetelor expuse anterior [2] şi utilizate la extruziune, constă în faptul că vibraţiile longitudinale sînt transmise matriţei în direcţie perpendiculară pe direcţia de deplasare a materialului deformat. O astfel de schemă nu afectează geometria instalaţiei, permite transmiterea energiei ultrasonice în focarul de deformare cu pierderi minime. Frecvenţa de rezonanţă a întregului sistem este 20,1 Hz.

Au fost cercetate proprietăţile materialelor după extruziune hidrostatică (cu şi fără iradiere ultrasonoră) cunoscînd parametrii (forţă şi deformaţie) pentru bare din cupru, alamă (LS 59–1, LJMT–59–1–1, L062–1, LMţ–58–2), bronz (Br H Tr) şi oţel de scule (R 6 M 5).

Semiunghiurile matriţei au fost 20°, 30° şi 45°, diametrul containerului 20 mm, viteza poansonului 0,32 mm/s, gradele de deformare 0,4...0,64 (raportul suprafeţelor transversale). Biletele au fost lubrifiate cu săpun iar cele din oţel au fost anterior fosfatate. Rezultatele demonstrează că apare o reducere a presiunii de deformare la iradierea cu ultrasunete. De exemplu, la oţelul R 6 M 5 apar reduceri de 9 ... 28%, care se explică prin micşorarea frecărilor de contact, creşterea temperaturii la marginea grăuntelui şi activarea mişcării dislocaţiilor.

Biletele de cupru şi aliajele de cupru au avut diametre D =19,4 ; 15,0 ; 11,6 ; 9,0 ; 7,0 şi 5,4 mm şi au fost extrudate cu un grad constant de deformare egal cu 0,4. Înălţimea de calibrare a orificiului matriţei a fost 0,3 D iar volumul focarului de deformaţie a avut valori de 68,3... 2905 mm³ pentru diametre cuprinse între 4,2... 1,50 mm.

Odată cu creşterea diametrului biletului s-a observat o mărire a presiunii de deformare datorită creşterii lungimii focarului de deformare; astfel, de la diametrul de 5,4 la 19,4 mm presiunea a crescut de la 200 la 254 MPa (cca. 21,2%), dar presiunea de deformare creşte mult mai intens la iradierea cu ultrasunete, în acelaşi interval de diametre, de la 140 la 228 MPa (cca 63%), dar cu valori mai mici decît în cazul deformării fără iradiere.

Aportul iradierii se exemplifică la biletele din cupru unde la diametrul extrudat 4,2 mm reducerea presiunii a fost de 30% iar la diametrul 15 mm de numai 10%. Mărirea diametrului duce

la mărirea focarului de deformare şi deci la disiparea energiei ultrasolare transmisă metalului deformat. Măsurările pe reţeaua deformată în planul axial arată că la iradiere se micşorează neuniformitatea deformaţiei, fapt dovedit şi prin măsurarea durităţii în diverse zone. În plus se observă o calitate mai bună a suprafeţei la procedeul cu iradiere.

La oţelul rapid R 6 M 5 (GOST 19265–73) după extruziune hidrostatică se produce o modificare a structurii de finisare a perlitei şi a reţelei de carburi. Tratamentul termic de călire la 1230°C şi revenire două ore la 780°C conduce la o structură cu grăunţi mici (punctaj 10–9) cu o rezistenţă foarte bună la temperaturi ridicate şi bune proprietăţi de tăiere.

Astfel, pentru perforatoarele din oţel rapid (extrudat hidrostatic) cu diametru 10 mm s-a obţinut o durabilitate dublă la perforarea tablelor din oţel austenitic H 18 N 10 T comparativ cu sculele din oţel cu cobalt R 9 K 5 laminat la cald, cu rezistenţă ridicată la cald.

De menţionat că după extruziune hidrostatică densitatea şi rezistivitatea materialelor extrudate au valori mai mari decît în stare iniţială.

Cercetări de extruziune radială

Pe lîngă schemele convenţionale folosite în industrie pentru extruziunea directă şi inversă, în ultimul timp se foloseşte procedeul de extruziune în care metalul curge în direcţie perpendiculară pe direcţia de mişcare a poansonului. Se deosebesc două tipuri de extruziune (fig. 2):

— *radială* prin care metalul umple o cavitate radial distribuită formînd o flanşă, schemele 1...4;

— *laterală* la care metalul curge radial numai în anumite direcţii, schema 5.

Extruziunea radială poate fi realizată prin curgere centrifugală (schemele 1, 2, 3) sau centripetă (schema 4), cu transmitere unilaterală în focarul de deformare şi cu transmitere bilaterală (schema 5). Se pot obţine astfel diferite piese care sau cu flanşe şi ingroşări, piese în producţie de serie mare şi masă pentru diverse

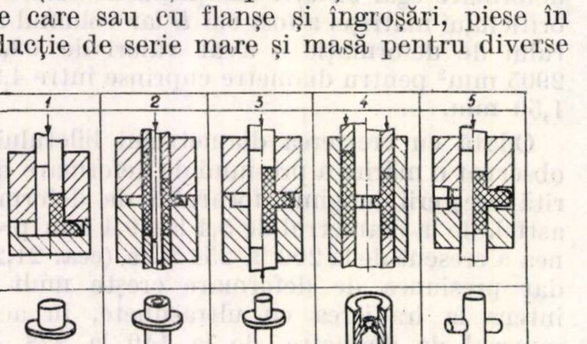


Fig. 2. Schemele extruziunii transversale.

ramuri ale construcţiei de maşini. Comparativ cu refularea se pot obţine grade mai mari de refulare cu eforturi mici de deformare. Prin extruziune directă nu este întotdeauna posibilă realizarea piesei din cauza apariţiei fisurilor în zona centrală sau la racordarea acesteia.

Cercetările de extruziune radială s-au făcut pe un dispozitiv de ştanţare la care a fost posibilă reglarea tuturor parametrilor geometrici: diametrul şi înălţimea biletului, înălţimea şi diametrul cavităţii de lucru, raza marginilor intermediare, etc. Utilajul folosit a fost pe rînd o presă hidraulică de 500 kN şi una de 2000 kN. Biletele au fost din fier ARMCO şi oţel 10 (fosfatare şi saponificare), aliaje AD 1, AD 33 M, ANţ-M (ulei mineral) şi cupru M1, M3 (amestec de ceară şi ulei de motor, proporţie 1 :1). La extruziunea biletelor din aliaje de aluminiu presiunile maxime de deformare au fost pînă la 700 MPa, la cupru pînă la 1200 MPa, iar la oţel pînă la 2000 MPa.

Curbele efort de deformaţie — cursă pentru extruziune radială cu flanşe de înălţimi diferite h sînt date în figura 3 unde a înseamnă valori

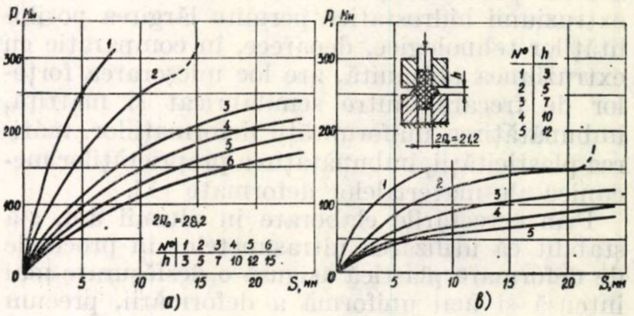


Fig. 3. Diagrama „efort — deformaţie" la extruziunea radială.

pentru aliaj AD 1 cu diametrul $2Ro = 28{,}2$ mm, iar b înseamnă diametrul $2Ro = 21{,}2$ mm. În curbele 2 pe ultima porţiune (linie întreruptă) se evidenţiază momentul cînd metalul atrage marginea cavităţii inelare şi pentru umplerea cavităţii în continuare este necesar un efort mai mare.

În figura 4 sînt date variaţiile forţei cu creşterea raportului h/Ro pentru diferite valori ale raportului relativ al îngroşării R_1/Ro. Se observă că micşorarea lui h este însoţită de creşterea considerabilă a presiunii de deformare explicabilă prin creşterea gradului de deformare. Modificarea razei de racordare în semimatriţa superioară influenţează şi la variaţia efortului de deformare cu cursa în sensul că la începutul cursei prin uşurarea curgerii scade efortul, dar spre sfîrşit, cînd datorită razei mai mari este necesar un volum mai mare de metal în focarul deformării, efortul creşte.

Procesele de extruziune rapidă se fac cu reglaje cinematice de mare eficienţă şi o coordonare foarte bună a parametrilor tehnologici cu calitatea produselor extrudate.

La extruziunea radială a flanşelor (schema 1, fig. 2), cînd biletul de deformează dintr-o sin-

gură direcţie, eforturile de deformare au valorile cele mai mici la aceiaşi parametri geometrici (fig. 5), dar deformarea din două direcţii micşorează cursele poansoanelor şi deci frecările, comparativ cu deformarea dintr-o singură direcţie cu parte inferioară nedeformabilă (fig. 5). Extruziunea radială micşorează şi neuniformitatea deformaţiei comparativ cu varianta *a* şi *c*. Creşterea continuă a diametrului flanşei care se formează determină reducerea grosimii zonei periferice.

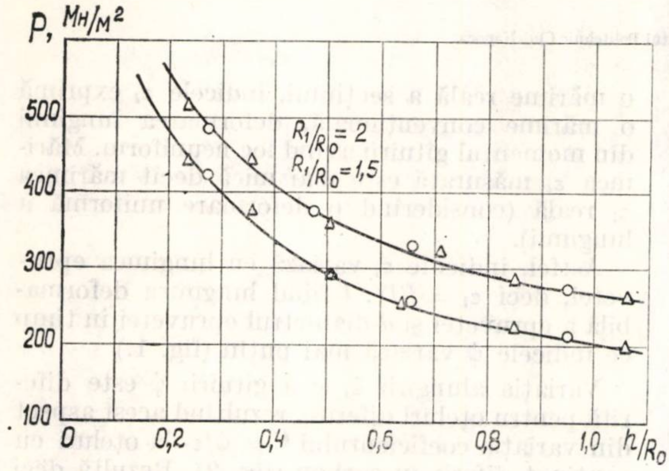


Fig. 4. Variaţia presiunii de deformare la extruziunea radială funcţie de grosimea relativă a flanşei.

1 — $2Ro = 28{,}2$ mm

0 — $2Ro = 21{,}2$ mm

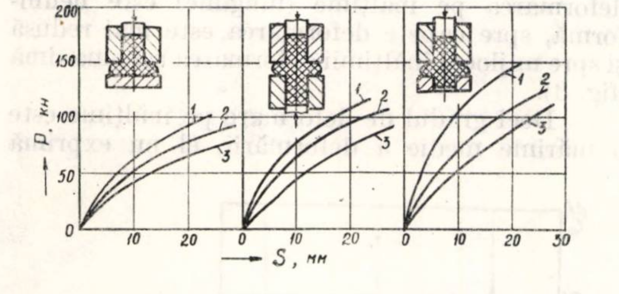


Fig. 5. Influenţa schemei de extruziune asupra caracterului curbelor ,,efort deformaţie" Materialul — aliaj AD 1; $2Ro = 21{,}2$ mm; 1 — $h = 5$ mm; 2 — $h = 7$ mm; 3 — $h = 10$ mm.

La transmiterea unilaterală a metalului, din cauza asimetriei focarului de deformare, umplerea părţii inferioare a cavităţii se face mai repede şi flanşa are forma de ciupercă.

Cercetarea stării deformate a pieselor extrudate — macrostructură şi distribuţia durităţii — a arătat că la deformarea cu transmitere unilaterală are loc o deplasare a zonei maxim ecruisate spre planul bazei îngroşării, ceea ce — pentru foarte multe repere — este periculos.

La transmiterea bilaterală, la care focarul are o formă simetrică iar flanşa în secţiune are o formă înclinată, nu mai apare fenomenul menţionat.

Neuniformitatea geometrică a marginilor flanşei este una din limitele procedeului; umplerea perfectă a cavităţii duce la presiuni de deformare considerabile şi la uzuri foarte mari.

Procedeul de extruziune radială poate fi folosit cu succes însoţit de faze anterioare pregătitoare sau de o decupare a marginii flanşei.

Un alt domeniu de aplicaţii este ca operaţie pregătitoare la semifabricate forfecate din bară cu capete neuniforme din care se pot obţine semifabricate cu mijloc sub formă de disc sau în trepte.

Diametrul maxim al flanşei obţinută prin extruziune radială se determină avînd în vedere plasticitatea materialului şi depinde de grosimea flanşei, raza de racordare şi starea suprafeţei. În condiţii optime, la piese pline, se pot obţine flanşe cu diametrul de 2 . . 2,5 ori mai mare decît diametrul de pornire.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Uralski, V. I.* ş.a.: Deformarea metalelor cu fluid la presiune înaltă, Ed. Metalurghia, Moscva, 1976, pag. 424.

[2] *Severdenko, V. P., Klvbovici, V. V., Stepanenko A. V.*: Prelucrarea metalelor prin presiune cu ultrasunete, Ed. Nauka i tehnika, Minsk, 1973, pag. 286.

[3] *Bogoiavlenski, K. N., Ris V. V.*: Extruziunea rotativă cu ultrasunete, In ,,Masinostroienie", nr. 10, 1975, p. 124...127.

[4] *Bogoiavlenski, K. N. Ris, V. V. ş.a.*: Cercetări în extruziune şi tragere cu ultrasunete, Izvestia Severo-Kavkazskogo naucinogo ţentra visşci skolî, ,,Tehniceskie nauki", nr. 2 1975, p. 74...78.

CZ: 621.746.77

Unele aspecte cu privire la aprecierea deformabilității la rece a oțelurilor

Prof. dr. ing. Ioan DRĂGAN, ing. Eugen DRAGOȘ — Institutul Politehnic Cluj-Napoca

Noțiuni introductive

Pentru măsurarea deformabilității la rece a oțelurilor se folosesc mai multe metode de încercare, iar pentru exprimarea acesteia diferiți indici $\left(\varepsilon_l = \frac{\Delta l}{l_0}, \psi = \frac{\Delta A}{A_0}\right)$ rezultați la ruperea prin tracțiune $\varepsilon_h = \frac{\Delta h}{h_0}$, $\delta_h = \ln\frac{h_0}{h}$ etc, măsurați în momentul apariției fisurilor pe partea laterală a epruvetelor deformate prin compresiune, $\varphi = \frac{\pi\, dn}{l}$ la încercarea de răsucire etc. [1, 2, 3]. Indicele de deformabilitate dă informații asupra a două aspecte.

1. Permite compararea caracteristicilor plastice a unui material în raport cu altul.

2. Arată capacitatea de prelucrare prin deformare a unui material prin diferite metode.

Prin încercările la rece s-a urmărit pînă acum mai mult primul aspect. În condițiile de azi se folosesc tot mai mult procedee de prelucrare prin deformare la rece a metalelor, deci devine tot mai util să se cunoască elemente cît mai precise legate și de cel de al doilea aspect. Apare deci necesitatea ca printr-un indice de deformabilitate măsurat printr-o anumită metodă să se poată preciza și mărimea gradului de deformare posibil a fi obținut printr-o altă metodă de deformare. Se pune deci întrebarea care indici pot fi folosiți în acest scop.

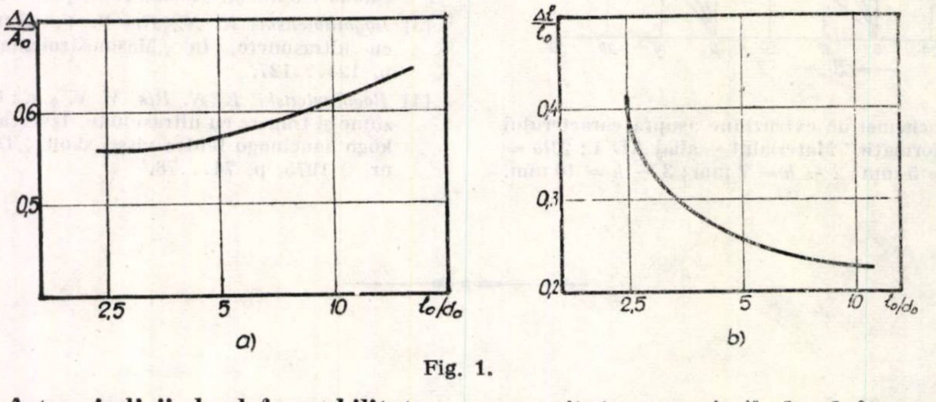


Fig. 1.

Comparații între indicii de deformabilitate

Încercarea de tracțiune a fost și este mult folosită pentru aprecierea deformabilității materialelor folosindu-se în acest scop indicii $\varepsilon_l = \frac{\Delta l}{l_0}$, $\psi = \frac{\Delta A}{A_0}$. În timp ce indicele ψ exprimă o mărime reală a secțiunii, indicele ε_l exprimă o mărime convențională, deformarea lungimii din momentul gîtuirii avînd loc neuniform. Mărimea ε_l măsurată este mai mică decît mărimea ε_l reală (considerînd o deformare uniformă a lungimii).

Astfel, indicele ε_l variază cu lungimea epruvetei, deci $\varepsilon_l = f(l)$; l fiind lungimea deformabilă a epruvetei și d-diametrul epruvetei în timp ce indicele ψ variază mai puțin (fig. 1.)

Variația alungirii ε_l și a gîtuirii ψ este diferită pentru oțeluri diferite, rezultînd acest aspect din variația coeficientului $C = \psi/\varepsilon_l$ la oțeluri cu conținut diferit în carbon (fig. 2). Rezultă deci că gîtuirea relativă dă informații mai precise asupra capacității de deformare a materialelor decît alungirea relativă.

Dacă încercarea prin tracțiune s-a folosit aproape exclusiv pentru a da informații de comparație a deformabilității între diferite materiale, încercarea de compresiune s-a folosit aproape exclusiv pentru a da informații privitoarea la capacitatea de prelucrare prin deformarea unui material. Ca indici de apreciere a deformabilității se folosesc $\varepsilon_h = {}^{\Delta h}/_{h_0}$, $\delta_h = \ln {}^{h_0}/_{h}$, $K = {}^{A_1}/_{A_0}$ etc. Și aici ca și la tracțiune, deformarea pe înălțime (lungime) este neuniformă, spre capete deformarea este mai redusă și spre mijlocul înălțimii deformarea este maximă (fig. 3).

Deci gradul de deformare pe înălțime este o mărime medie a deformării, el nu exprimă capacitatea maximă de deformare a materialului din care este executată epruveta. Capacitatea de deformare a materialului este exprimată mai bine de indicele $K = \frac{A_{1\,max}}{A_0}$ care se măsoară la mijlocul înălțimii epruvetei, deci acolo unde deformarea este maximă.

Încercarea prin răsucire deşi se foloseşte tot mai mult pentru măsurarea deformabilităţii la cald, ea are o utilizare limitată în ceea ce pri-

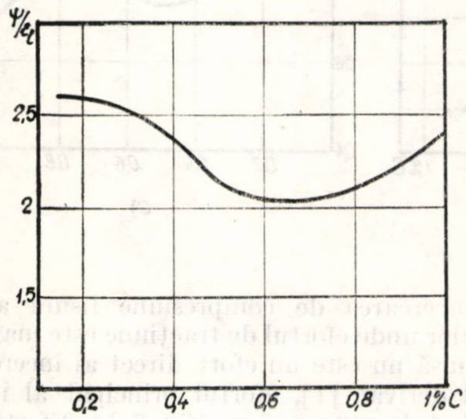


Fig. 2.

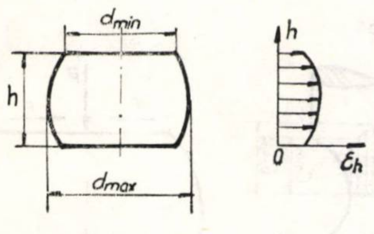


Fig. 3.

veşte aprecierea deformabilităţii la rece. Ca măsură a deformabilităţii se foloseşte frecvent indicele $\varphi = \frac{\pi dn}{l_0}$ (care este de fapt tg φ (fig. 4). Apreciindu-se o deformare uniformă pe lungimea epruvetei acest indice reprezintă o

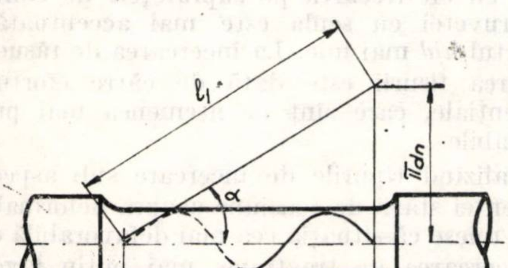


Fig. 4.

măsură apropiată de realitate a deformabilităţii materialului încercat.

Dacă se analizează fiecare indice în parte (din cei amintiţi mai sus) rezultă că ei variază în limite foarte largi, unii avînd valori subunitare (ψ. ε_h) iar alţii putînd avea valori şi supraunitare (ε_l, k, φ). De asemenea unii indici reprezintă rapoarte ale unor valori liniare (ε_l, ε_h, φ) iar alţii rapoarte de suprafeţe (ψ, k).

În aceste condiţii rezultă că o legătură între indicii stabiliţi prin diferite metode este greu de făcut; o astfel de legătură fiind posibilă numai dacă ei au elemente comune.

Ca elemente comune indicilor de deformabilitate se propun următoarele:

1. Să provină din rapoarte liniare.
2. Să varieze între 0 şi 1.

Ţinîndu-se seama de cele arătate pînă acum, condiţiile de mai sus sînt satisfăcute de următorii indici:

— de la încercarea de tracţiune indicele ε_{d_0} exprimat prin relaţia:

$$\varepsilon_{d_0} = \frac{d_0 - d_1}{d_0}$$

unde:

d_0 este diametrul iniţial al epruvetei;
d_1 — diametrul minim din porţiunea gîtuită.

de la încercarea de compresiune indicele ε_{d_1} dat de relaţia:

$$\varepsilon_{d_1} = \frac{d_1 - d_0}{d_1}$$

unde:

d_0 este diametrul iniţial al epruvetei;
d_1 — diametrul maxim al epruvetei după deformare.

de la încercarea de răsucire indicele φ_{l_1} (care este de fapt sinφ (fig. 4) exprimat prin relaţia:

$$\varphi_{l_1} = \frac{\pi\, d_0 n}{l_1} = \frac{\pi d_0\, n}{\sqrt{\pi^2 d_0^2 n^2 + l_0^2}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{l_0}{\pi^2 d_0^2 n^2}}}$$

unde:

d_0 este diametrul epruvetei;
l_0 — lungimea epruvetei;
l_1 — lungimea generatoarei întinse a epruvetei ($l_1 = \sqrt{\pi^2 d_0^2 n^2 + l_0^2}$);
n — numărul de răsuciri pînă la rupere.

Variaţia indicilor ε_{d_0}, ε_{d_1}, φ_{l_1} cu conţinutul de carbon (la oţelurile încercate OLC 15, OLC 35, OLC 45, OLC 65 şi OSC 10) este arătată în figura 5 (dimensiunile părţii deformabile a epruvetelor au fost: Ø 10 × 100 mm — pentru tracţiune, Ø 5 × 20 mm — pentru răsucire şi Ø 12 × 18 mm — pentru compresiune).

Factorii care influenţează deformabilitatea la rece a oţelurilor

Dacă se ia ca bază un oţel de o anumită compoziţie şi mărime a grăunţilor, atunci deformabilitatea la rece a acestuia poate fi influenţată

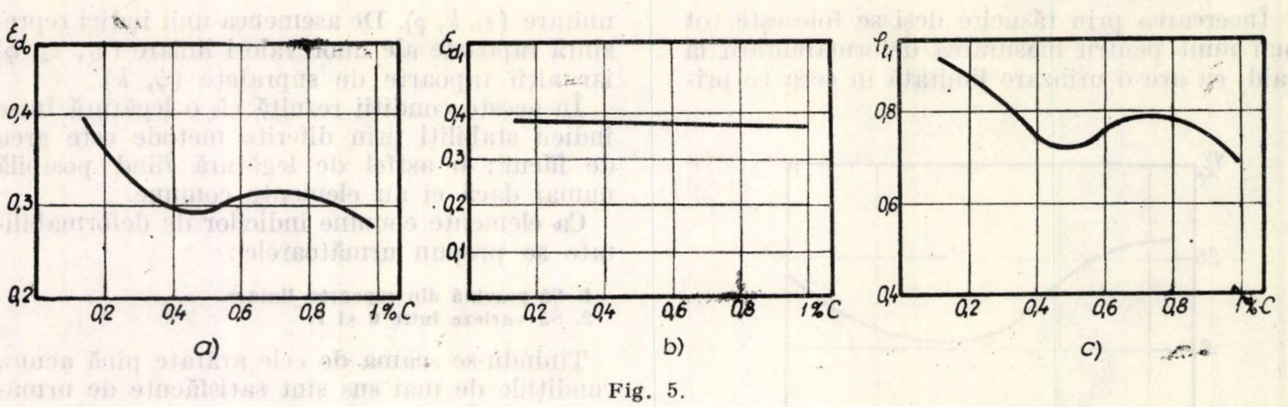


Fig. 5.

de structura fibroasă a oţelului şi de starea de tensiune prezentă în timpul încercării. Dacă pentru cele trei tipuri de încercări luate ca bază (tracţiune, compresiune şi răsucire) se confecţionează epruvete cu lungimea în sensul fibrelor atunci se pot scoate în evidenţă următoarele aspecte:

— la încercarea prin tracţiune iniţierea fisurii se face la axa epruvetei, în direcţie perpendiculară pe direcţia fibrelor. Fisura formată se dezvoltă pînă cuprinde întreaga secţiune gîtuită, cînd are loc ruperea (fig. 6 a);

— la încercarea prin compresiune fisura apare la exterior, fie în direcţia fibrelor, fie înclinată la un unghi de $\pi/4$ faţă de direcţia fibrelor (fig. 6 b);

— la încercarea de răsucire fisura se formează la exterior, la un unghi oarecare faţă de direcţia fibrelor (la oţeluri carbon $\approx \pi/4$, fig. 6 c).

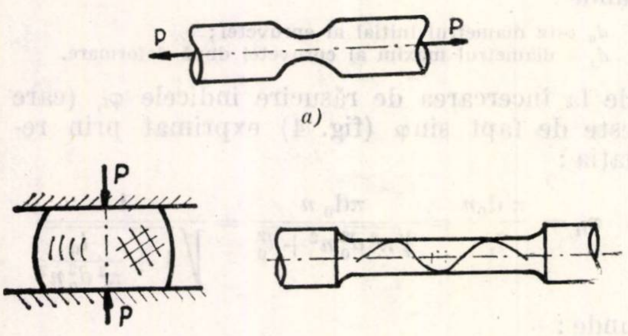


Fig. 6

Prin urmare, dacă se analizează direcţia fibrelor la cele trei tipuri de încercări reiese că situaţia cea mai favorabilă este la încercarea de tracţiune, mai puţin favorabilă la încercarea de răsucire şi mai defavorabilă la încercarea de compresiune.

Starea de tensiune are o influenţă mare asupra deformabilităţii. Se ştie că iniţierea fisurii şi dezvoltarea ei este favorizată de prezenţa eforturilor de tracţiune, deci un material dat admite un grad de deformare mai mare pînă la rupere în condiţiile stării de tensiune de compresiune, decît în condiţiile stării de tensiune de tracţiune.

La încercarea de tracţiune iniţierea fisurii are loc la axa epruvetei [4], deci acolo unde efortul de tracţiune este maxim (fig. 7 a).

La încercarea de compresiune fisura apare la exterior unde efortul de tracţiune este maxim; acesta însă nu este un efort direct al încercării, ci unul derivat [1], efortul principal al încercării fiind de compresiune (fig. 7 b). Efortul de tracţiune de la exterior este diminuat de către efortul de compresiune principal, cu atît mai

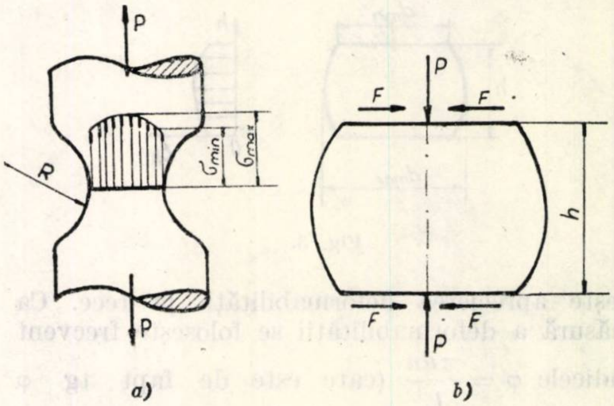


Fig. 7

mult cu cît frecarea pe suprafeţele de contact a epruvetei cu scula este mai accentuată şi raportul h/d mai mic. La încercarea de răsucire, iniţierea fisurii este dată de către eforturile tangenţiale, care sînt de asemenea mai puţin favorabile.

Analizînd tipurile de încercare sub aspectul influenţei stării de tensiune asupra deformabilităţii, reiese că situaţia cea mai defavorabilă este la încercarea de tracţiune, mai puţin favorabilă la încercarea de răsucire şi favorabilă la încercarea de compresiune. Prin urmare influenţa stării de tensiune asupra deformabilităţii are tendinţă contrară influenţei orientării fibrelor la cele trei încercări de bază.

Este de notat că dacă la încercările de tracţiune şi răsucire nu intervin factori exteriori în timpul încercării, la încercarea de compresiune este prezentă frecarea exterioară pe suprafeţele de contact ale epruvetei cu scula de lucru. Din acest motiv, rezultatele care se obţin prin com-

presiune, pentru acelaşi material, pot fi diferite, ele depinzînd nu numai de materialul încercat, ci şi de condiţiile de încercare.

Concluzii

Pe baza celor arătate mai sus, ca metode de bază pentru aprecierea deformabilităţii se indică tracţiunea şi răsucirea cu indicii corespunzători ε_{d_0}, φ_{l_1}. Încercarea prin compresiune se recomandă numai ca mijloc de verificare a modului de corelare a acesteia cu tracţiunea şi răsucirea.

În lumina analizelor teoretice şi a rezultatelor experimentale efectuate se propune ca între indicii mai sus amintiţi (ε_{d_0}, ε_{d_1}, φ_{l_1} să se folosească următoarea legătură:

$$\varepsilon_{d_0} \approx C_1, \ \varepsilon_{d_1} \approx C_2 \ \varphi_{l_1}$$

Variaţia coeficienţilor C_1 şi C_2 pentru oţelurile încercate (OLC 15, OLC 35, OLC 45, OLC 65, OSC 10) cu conţinutul de carbon este arătată în figura 8. După cum reiese din figură cu o

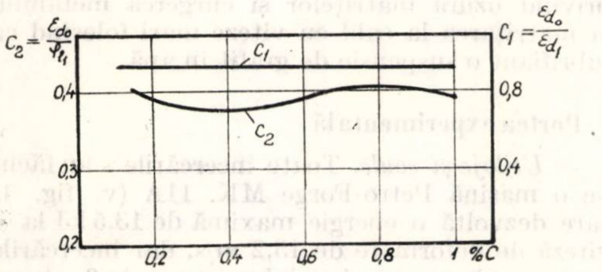


Fig. 8

eroare mai mică decît 10% valoarea coeficienţilor de corecţie se pot lua aproximativ $C_1 \approx 0{,}9$ şi $C_2 \approx 0{,}4$ (la încercarea de compresiune nu la toate epruvetele au apărut fisuri la $C_1 \approx 0{,}9$ astfel că valoarea acestui coeficient poate fi acceptată cu suficientă siguranţă).

Dacă se ia ca bază încercarea de tracţiune, ca fiind cea mai răspîndită la rece şi indicele de deformabilitate ε_{d_0}, atunci se pot stabili prin calcul şi alţi indici pentru scop de comparaţie sau scop tehnologic. Astfel:

1. Dacă se urmăreşte gîtuirea relativă ψ atunci din egalitatea:

$$\psi = \frac{A_0 - A_1}{A_0} = \frac{d_0^2 - d_1^2}{d_0^2}$$

se deduce că:

$$\psi = \varepsilon_{d_0}(2 - \varepsilon_{d_0})$$

sau, pentru valori mici ale lui ε_{d_0}:

$$\psi \approx 2\varepsilon_{d_0}.$$

2. Dacă se urmăreşte calcularea diametrului maxim la refulare, atunci din inegalitatea:

$$\varepsilon_{d_0} \geqslant C_1 \frac{d_1 - d_0}{d_1};$$

rezultă că:

$$d_1 \leqslant \frac{C_1 d_0}{C_1 - \varepsilon_{d_0}}.$$

3. Dacă se urmăreşte răsucirea unei porţiuni atunci din inegalitatea

$$\varepsilon_{d_0} \geqslant C_2 \varphi_{l_1},$$

rezultă că unghiul de răsucire γ(γ arc sin φ_{l_1}) este:

$$\gamma \leqslant \text{arc sin} \frac{\varepsilon_{d_0}}{C_2}.^*$$

Dacă în relaţiile de mai sus se înlocuiesc coeficienţii C_1 şi C_2 arătaţi mai sus atunci se poate scrie că

$$\psi \cong 2\varepsilon_{d_0};$$

$$d_1 \leqslant \frac{0{,}9 \ d_0}{0{,}9 - \varepsilon_{d_0}};$$

$$\gamma \leqslant \text{arc sin } 2{,}5 \ \varepsilon_{d_0}.$$

Pe baza legăturii ce există între γ, l, r şi d (fig. 4), adică

$$r\alpha = \gamma l$$

rezultă că unghiul de răsucire maxim α va fi dat de relaţia:

$$\alpha \leqslant r/l \text{ arc sin } 2{,}5 \ \varepsilon_{d_0}.$$

BIBLIOGRAFIE

[1] *Drăgan, I.*: Contribuţii la studiul deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin torsiuni, Teză de doctorat, Inst. polit., Cluj, 1965.

[2] *Wanyorek, C.*: Propunere pentru o formulă nouă a gradului de deformare, Met. şi constr. de maşini, nr. 10, 1956.

[3] *Tegart, McG.*: The role of ductility in hot working, in Ductility, New York, ASM, 1968.

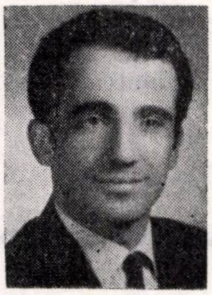
[4] *McLean, D.*: Mechanical properties of metals, New York, John Wiley & Sons, 1962.

* Relaţia este valabilă pentru materiale uzuale la care $\varepsilon_{d_0} < 0{,}4$.

CZ: 621.983:539.374

Cercetări privind uzura matrițelor de deformare plastică cu energii înalte

Sabah Mohammed Jamil ALI – Universitatea MOSUL, IRAK



SABAH MOHAMMED JAMIL ALI s-a născut în Mosul (IRAK) în 1942 și după terminarea studiilor liceale în Mosul pleacă în Anglia unde se înscrie la cursurile Universității din Birmingham în anul 1962. După absolvire continuă studiile și obține titlul de doctor în științe tehnice în domeniul uzurii matrițelor la mașinile automate de deformare plastică cu energii mari. În același an devine lector la Universitatea din Mosul facultatea de Construcții de Mașini, iar în 1974 este promovat conferențiar. Este autorul unor lucrări de cercetare în domeniul uzurii matrițelor, vibrați în grinzi și poluare sonoră.

Introducere

Se cunoaște că deteriorarea matrițelor de forjă depinde în principal de patru factori, fiecare putînd să ducă la o eventuală rupere [1]. Aceștia sînt:

— eroziunea suprafeței de lucru;
— oboseala termică a zonelor supuse la o încălzire și răcire rapide;
— deformarea plastică a proieminențelor;
— oboseala mecanică a zonelor cu nervuri, adîncituri sau alți concentratori de efort.

Primele trei fenomene sînt un rezultat al temperaturilor ridicate ale matriței și al vitezei de alunecare, care apar la procesul de deformare la cald, ultima fiind influențată de prezența lubrifiantului.

La matrițare, lubrifiantul este ca un ecran protector la interfața matriță-metal deformat, pentru a preveni gripajul și pentru a forma o peliculă cu o rezistență scăzută la forfecare care să dea un coeficient redus de frecare între sculă și piesă.

Condițiile frecării interfaciale influențează modul de curgere plastică controlînd astfel mișcarea relativă dintre material și matriță [2]. Acești factori pot influența uzura matrițelor într-o măsură considerabilă.

Influența temperaturii se reflectă în modificările proprietăților fizice și metalurgice la și sub suprafața matriței.

Reducerea durității și gradienții mari de temperatură pot fi însoțiți de modificări structurale care rezultă din micșorarea rezistenței la uzură și la oboseală termică.

Temperaturile mari la suprafață apar datorită conducției de la semifabricatul fierbinte și prin alunecarea acestuia pe suprafața matriței.

La viteze mici de deformare [3], cînd semifabricatul rămîne în contact mai îndelungat cu matrița, transferul de căldură prin conducție este mult mai mare comparativ cu căldura generată prin frecare, în timp ce la viteze mari de deformare trebuie luate în considerare ambele efecte [4].

În această lucrare sînt descrise cercetările privind uzura matrițelor și curgerea metalului la matrițarea la cald cu viteze mari folosind ca lubrifiant o suspensie de grafit în apă.

Partea experimentală

— *Utilaje și scule.* Toate încercările s-au făcut pe o mașină Petro-Forge MK. 11A (v. fig. 1) care dezvoltă o energie maximă de 13,5 kJ la o viteză de deformare de 15,2 m/s, dar încercările s-au făcut la energia de 6 kJ cu viteza de 9 m/s.

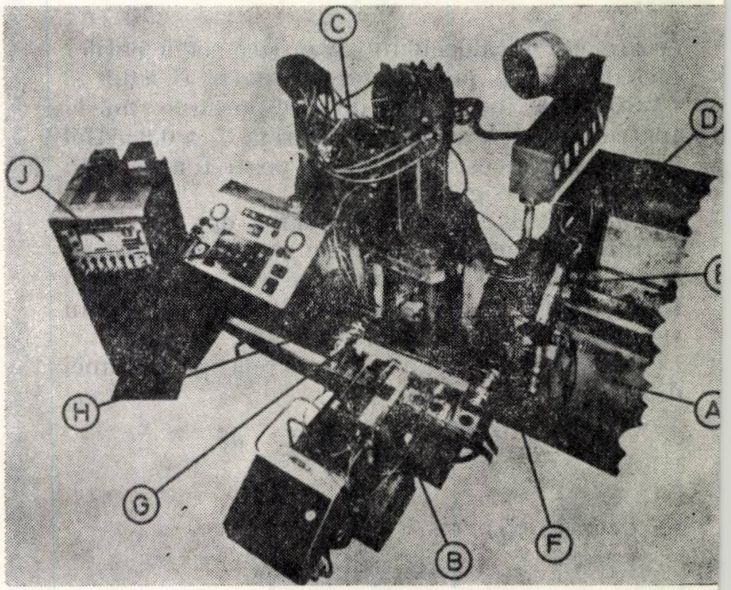


Fig. 1

Ansamblul experimental este compus din încălzitor *CIF* de medie frecvență, A, un alimentator automat, *B*, dispozitivul de lubrifiere *C*, mașina Petro-Forge. Semifabricatele sînt ali-

mentate printr-un inductor orizontal, *D*, colectate la ieşirea din acesta de o piesă glisantă, *E*, care orientează semifabricatul în poziţie verticală, luate de o mînă mecanică *F*, şi aşezate pe matriţă *G*. O altă mînă mecanică *H* îndepărtează semifabricatele deformate. Acest sistem permite productivităţi mari şi un ciclu constant de 5 s.

Sculele necesare pentru refularea axial simetrică sînt pastile plane prinse într-un dispozitiv (fig. 2). Aceste pastile au avantajul înlocuirii

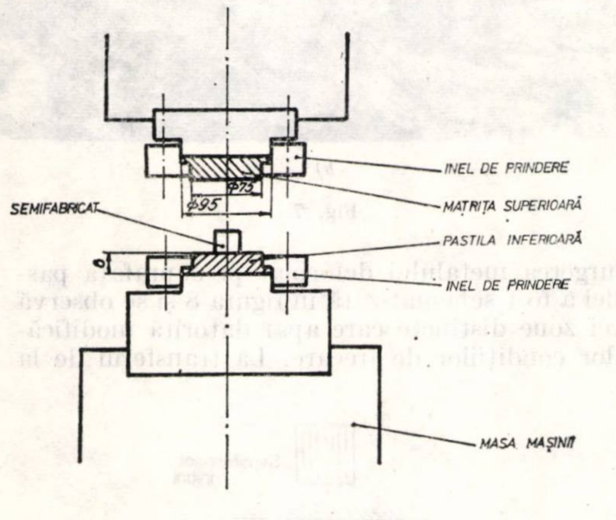


Fig. 2

rapide pentru măsurarea uzurii. Pastilele au compoziţia chimică H 50 şi anume C = 0,37 %; Si = 1,0 %; Cr = 5,0 %; Mo = 1,35 % şi V = 1,1 % călit şi revenit la 46 HRC. Suprafaţa iniţială a pastilelor a fost rectificată şi lepuită la 10 C.L.A.

Semifabricatele pentru deformare au fost cilindrice Ø 25 × 25 mm din oţel cu carbon mediu En 8(BS) din bară trasă la rece şi debitate prin forfecare. Alegerea dimensiunilor a fost făcută ca un compromis între costul barei şi gradul de uzură produs iar alegerea oţelului pentru plasticitatea sa care permite grade de reducere de 75 ... 80 %.

Pentru menţinerea constantă a parametrilor de test s-au controlat şi înregistrat continuu la un înregistrator multicanal:

— viteza berbecului, cu ajutorul unui traductor inductiv de viteză descris în [6]. După amplificare semnalul a fost înregistrat la un aparat KISTLER pentru a avea o evidenţă a energiei de lovire;

— cursa berbecului, cu ajutorul unui traductor capacitiv descris în [6] pe o distanţă de 75 mm spre sfîrşitul cursei. Acest traductor a permis o înregistrare permanentă a perioadei de refulare, deşi s-au folosit şi aparate de filmat rapide ,,FASTEX" pentru acest parametru;

— temperatura ambelor pastile, cu ajutorul a două termocuple Fe-Constantan cu joncţiunea caldă la 6 mm de suprafaţă şi 18 mm faţă de centrul pastilei. S-a înregistrat astfel temperatura staţionară a pastilelor (fig. 3 a), iar temperatura semifabricatului a fost măsurată cu un pirometru optic, înainte şi după deformare.

Testul de determinarea uzurii a constat din deformarea a 3000 semifabricate în etape de cîte 500, cu preîncălzire la 300°C (fig. 3 b). După

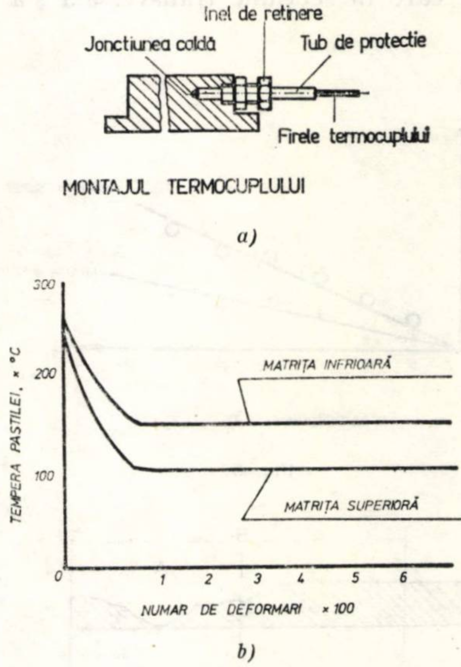


Fig. 3

fiecare 500 deformări, pastilele au fost degresate şi s-a măsurat profilul cu un aparat TAYLOR HOBSON TALYING pe 10 direcţii pe fiecare suprafaţă.

Un convertor analogic legat la TALYING transformă semnalul pentru perforarea pe bandă care intră într-un computer (fig. 4) şi cu ajutorul

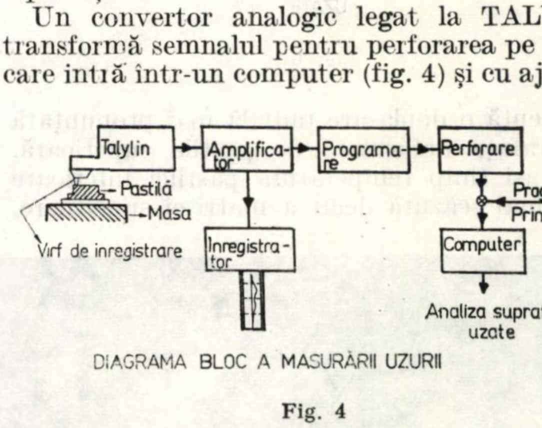


Fig. 4

unui program special se obţin valorile profilului maxim ale secţiunii transversale a profilului şi ale volumului îndepărtat prin uzură. Suprafaţa uzată a pastilei a fost examinată la microscop cu măriri × 3, × 6, × 12 şi × 25.

Rezultatele experimentale

Volumul total îndepărtat după 3000 deformări este arătat în figura 5 şi se observă că uzura este mai pronunţată în pastila superioară aşa cum arată şi profilul tipic (fig. 6). Pentru a examina intensitatea fisurilor la pastilele uzate

au fost făcute examinări macro la care s-a observat de asemenea o preponderență în pastila superioară (fig. 7 a, b).

Au fost colectate unele semifabricate deformate, la care în secțiune transversală s-a pus

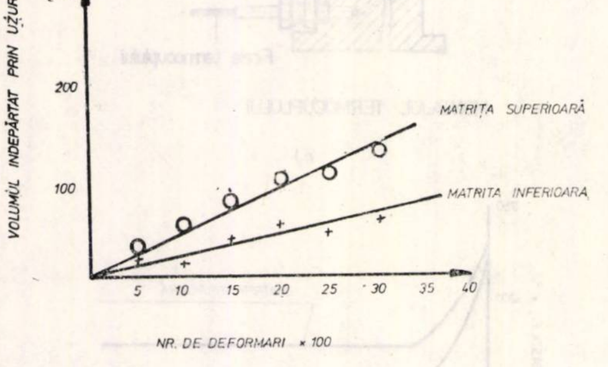


Fig. 5

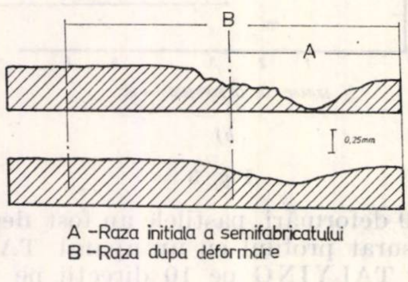
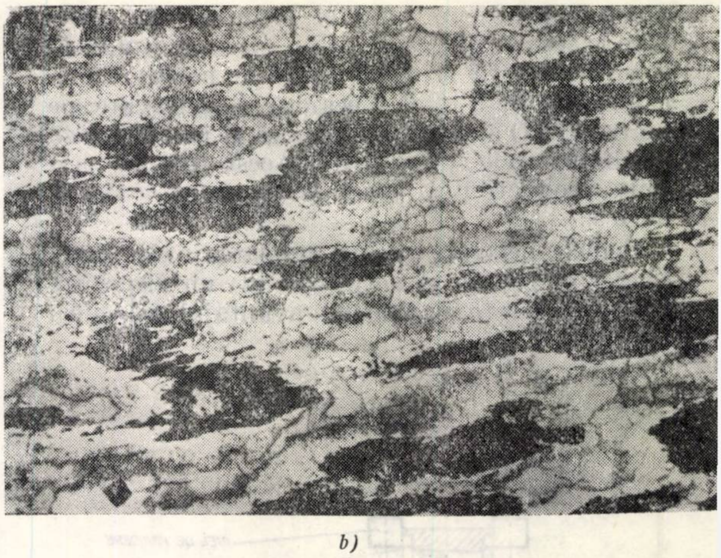


Fig. 6

în evidență o deplasare radială mai pronunțată la suprafața deformată de pastila superioară. În același timp temperatura pastilei inferioare a fost mai scăzută decît a matriței superioare.

a)



b)

Fig. 7

Curgerea metalului deformat pe suprafața pastilei a fost schematizată în figura 8 și se observă trei zone distincte care apar datorită modificărilor condițiilor de frecare. La transferul de la

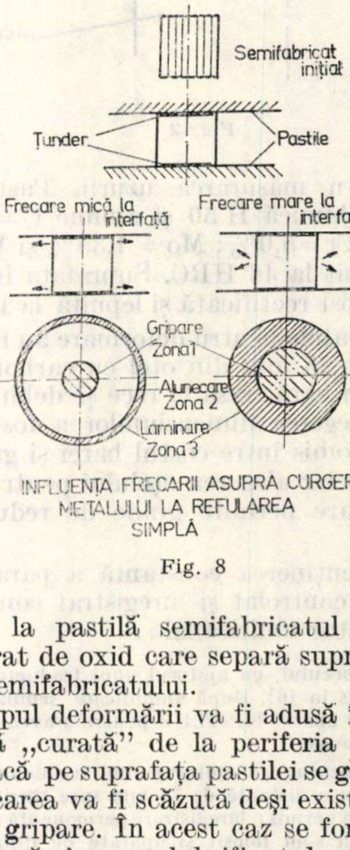


Fig. 8

inductor la pastilă semifabricatul se acoperă cu un strat de oxid care separă suprafețele pastilei și semifabricatului.

În timpul deformării va fi adusă în contact o suprafață „curată" de la periferia semifabricatului. Dacă pe suprafața pastilei se găsește lubrifiant frecarea va fi scăzută deși există probabilitatea de gripare. În acest caz se formează zona 2 din figură, în care lubrifiantul este presat în afară, iar stratul de țunder se sparge și se îndepărtează datorită deformării puternice.

În ultima parte a deformării, lubrifiantul din centru este terminat și are loc în acea zonă un contact direct între material și pastilă, probabi-

litatea de gripare crește și alunecarea la interfață încetează. Deformația la suprafața pastilei este de tip laminare și se formează zona 3. Se mai formează un alt tip de zonă 1 în care filmul de oxid spart influențează curgerea metalului și de menționat că în zona centrală se poate păstra un strat de oxid.

Toate acestea se aplică într-o oarecare măsură și în pastila inferioară și deși aici alunecarea este mai mică fenomenul are următoarele caracteristici :

— pierderea de căldură în stratul inferior al semifabricatului, datorită conducției la pastilă, formează un strat cu o rezistență de deformare mai mare ;

— lubrifiantul de pe suprafața pastilei inferioare este parțial îndepărtat de semifabricat înainte de deformare, ceea ce conduce la o frecare mai puternică decît pe pastila superioară ;

— datorită încălzirii în inductor se formează un strat mai gros de țunder pe suprafața semifabricatului care vine în contact cu pastila inferioară :

— influența undei de deformare plastică provoacă o curgere mai pronunțată a materialului care vine în contact cu pastila superioară.

Ca rezultat al alunecării mai scăzute, zona 3 este mai mare la pastila inferioară, iar datorită țunderului mai gros zona centrală cu țunder este mai mare.

De menționat că temperatura staționară a pastilei superioare este mai scăzută decît a pastilei inferioare deoarece piesa vine în contact mai îndelungat cu pastila inferioară (și înainte și după deformare). În felul acesta probabilitatea de fisurare la oboseala termică (piting termic) este mai mare la pastila superioară care suferă șocuri termice accentuate micșorînd astfel rezistența la uzură abrazivă a pastilei superioare așa cum se observă în figura 8.

Anexa 1

Propagarea undei plastice în material la o viteză mare de deformare conduce la o neuniformitate a deformației [8]. Viteza undei plastice după KARMAN și TAYLOR :

$$C_p = \sqrt{\frac{D\sigma}{E} \cdot \frac{1}{\rho}} \qquad (1)$$

unde σ, E și ρ sînt efortul, viteza de deformație și densitatea specifice materialului. Dacă $\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon}$ este constant, viteza undei plastice este și ea constantă. Pentru o viteză de deformație dată la o C_p mare, numărul de reflexii al undei scade, în timp ce la o C_p mică acest număr crește în așa fel încît, după [8], unda plastică traversează de mai multe ori metalul deformat.

Dacă metalul deformat are o grosime uniformă apar condiții uniforme de deformație, iar după [9], dacă deformația se termină înainte ca să aibă loc un număr suficient de reflexii, apare neuniformitatea deformației,

După COOK [10] pentru oțel cu carbon mediu la 1100°C cu o viteză de deformație $E = 100^{-1}$ avem $C_p = 21{,}1$ m/s.

La mașina PETRO-FORGE cu o viteză de deformare de 10 m/s durata deformării este de 2 milisecunde pentru o probă cu înălțimea de 25 mm numărul de reflexii ale undei va fi de 8,3 și comparativ cu ordinul sutelor la viteze joase înseamnă că apare sigur o neuniformitate a deformației.

După [11] inițierea, propagarea și interacțiunea undelor plastice este strîns legată de distribuția finală.

În cazul nostru unda pornește de la pastila superioară spre pastila inferioară dînd o creștere a diametrului în partea superioară și deci o curgere radială mai intensă a materialului la suprafața pastilei inferioare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Thomas, A.* : Wear of drop forging dies, proc. ISI-IME, Conf. Tribology in Iron and steel works, London, 1969.

[2] *Ali, S. M. J.* : Teza de doctorat University of Birmingham, 1969.

[3] *Jain, S. C., Bramely, A. N.* : Proc. Inst. Mech. Engr. 180, 1965—1966.

[4] *Kellow, M.* A. : Int. Jnl. Machine Tool Des. Res. 9, 1969.

[5] *Tobias, S. A.* : Oultine of proposal for the Development of Petro-Forge High Energy Rate Forming Machine, Research Report, No. 58, Dept of Mech. Eng. University of Birmingham.

[6] *Organ, A. J.* : Instrumentation, Gradute School of thermodynamics, Mech. Eng. Dept. University of Birmingham.

[7] *Jain, S. C.* : The effect of friction and speed in Hot Forging O PH. D. Thesis 1969 Birmingham University.

[8] *Lee, E. H., Wolf, H.* : J. Appl. Mech. Trans. ASME 73 (1951), 379.

[9] *A Waya, M., Uchida, Y.* : J. of Res. Inst. of Technology Nihon Univ. Tokyo, No. 28, March, 1966.

[10] *Cook, P. M.* : Proc. Conf. on Properties of Materials at high rates of strain, 1957, 86 (Mech. E. London).

[11] *U. S. Dept. of Commerce* : Basic Parameters of Technical behaviour under high rate forming. Final report. Technical report 111. 2/20—6, 1962.

CZ : 621.744

Elaborare pe calculator de tehnologii de forjare liberă a axelor în trepte*

Ing. **Stelian GEORGESCU-COCOŞ** — I.C.P.T.S.C. Bucureşti

La întocmirea desenului de piesă forjată a unor arbori cu secţiune variabilă în lungul axei, în afară de adaosurile de prelucrare care sînt cuprinse în STAS 2171—70, sînt necesare adaosuri tehnologice în două cazuri:

— pentru aducerea la o formă realizabilă prin forjare liberă;
— la diferenţe mici între porţiuni învecinate, neeconomic de realizat prin forjare liberă.

Cele de mai sus reprezintă două principii specifice care operează concomitent cu efect sinergic şi duc la obţinerea unei forme forjabile care însă se poate obţine în mai multe variante. Se alege, evident varianta care are volumul minim de material dar sînt necesare calcule numeroase, iar la elaborarea unui număr mai mare de tehnologii asemănătoare devine rentabilă folosirea calculatorului electronic.

Formele tip de axe în trepte sînt cele din figura 1, iar în programul expus în aceste pagini sînt rezolvate numai primele trei forme tipice pentru axele de reductoare de turaţie executate la întreprinderea „Neptun" Cîmpina care au constituit partea practică a acestui program.

Schema logică a programului general este dată în figura 2, din care s-au detaliat subrutina de rezolvare a diferenţelor neeconomice de diametre şi subrutina de contopire a treptelor cu diametre egale rezultate din subrutina „funcţie minim".

Subrutina „FUNCŢIE MINIM" se compune din subrutina Δ_c (diferenţe economice de diametru) şi subrutina L_{min} pentru lungimi minime pe trepte (intermediar şi de capăt) realizabile prin forjare liberă.

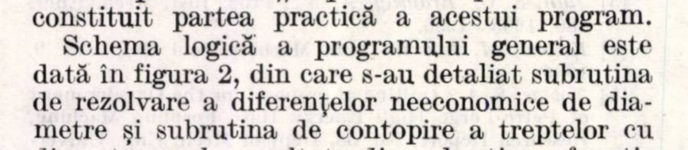


Fig. 1. Formele tip de axe în trepte.

Aceste două subprograme sînt aşezate în ordinea ΔC şi L_{min}, pentru că ponderea diametrului faţă de lungime în formula volumului cilindric al treptei este mai mare.

* Material prezentat la simpozionul „Tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal", 13—14 iunie 1977.

Forma de operare a acestor subprograme este dată în figura 3 în care varianta *A* arată rezolvarea unui caz $\Delta(k) < \Delta c$ varianta *B* un caz de lungire pe mai multe trepte, varianta *C* alternativa de minim a lungimii treptei *J* de diametru maxim, iar varianta *D* de lungire în cascadă la lungimi L_{minim} corespunzătoare fiecărui diametru.

În tabelul 1 sînt date valorile şi relaţia funcţională pentru adaosul de prelucrare la diametru şi lungimea conform STAS 2171—70.

Pentru determinarea diferenţei economice de diametre Δc şi a lungimii minine forjabile L_{min} am utilizat datele din [1], care pentru uşurinţa introducerii în program au fost puse sub forma unei relaţii funcţionale ca în tabelele 2 şi 3.

O dificultate suplimentară a constituit-o necesitatea păstrării unei corespondente între dimensiunile treptei finite şi ale treptei forjate, corespondenţă pentru aflarea uşoară a adaosului de prelucrare pe trepte finite care poate avea valori diferite după cum a rezultat din „FUNCŢIA MINIM". Corespondenţa amintită este utilă programului pentru alcătuirea tehnologiei de prelucrare mecanică care a fost elaborat în cadrul ICP-TCM, Bucureşti.

Subrutina de contopire a treptelor este necesară pentru scrierea propriuzisă a dimensiunilor *D/L* aşa cum va fi desenul de piesă forjată şi operează prin însumarea lungimilor treptelor cu diametre egale, asigurînd în felul acesta datele specifice tehnologiei de forjare liberă.

Calculul masei piesei forjate ia în considerare meniscul format la treptele de capăt şi rotunjirile la fiecare trecere de diametru calculate cu formule rezultate din experienţa practică.

La calculul coeficientului de utilizare se fac rapoartele între masa finită şi masa laminatului de pornire, respectiv masa finită şi masa piesei forjate. Aceste valori pot fi ponderate cu valoarea seriei fiecărui reper determinînd coeficientul de utilizare dorit pentru toată lista de repere analizate.

Cu ajutorul subrutinei de scriere se poate tipări la imprimantă, sus o formă condensată, un plan de operaţii de forjare liberă şi tratament termic primar care constituie rezolvarea integrală a problemei.

NOTA: Autorul mulţumeşte conducerii ICP-TCM pentru sprijinul acordat, ing. Stilea N.

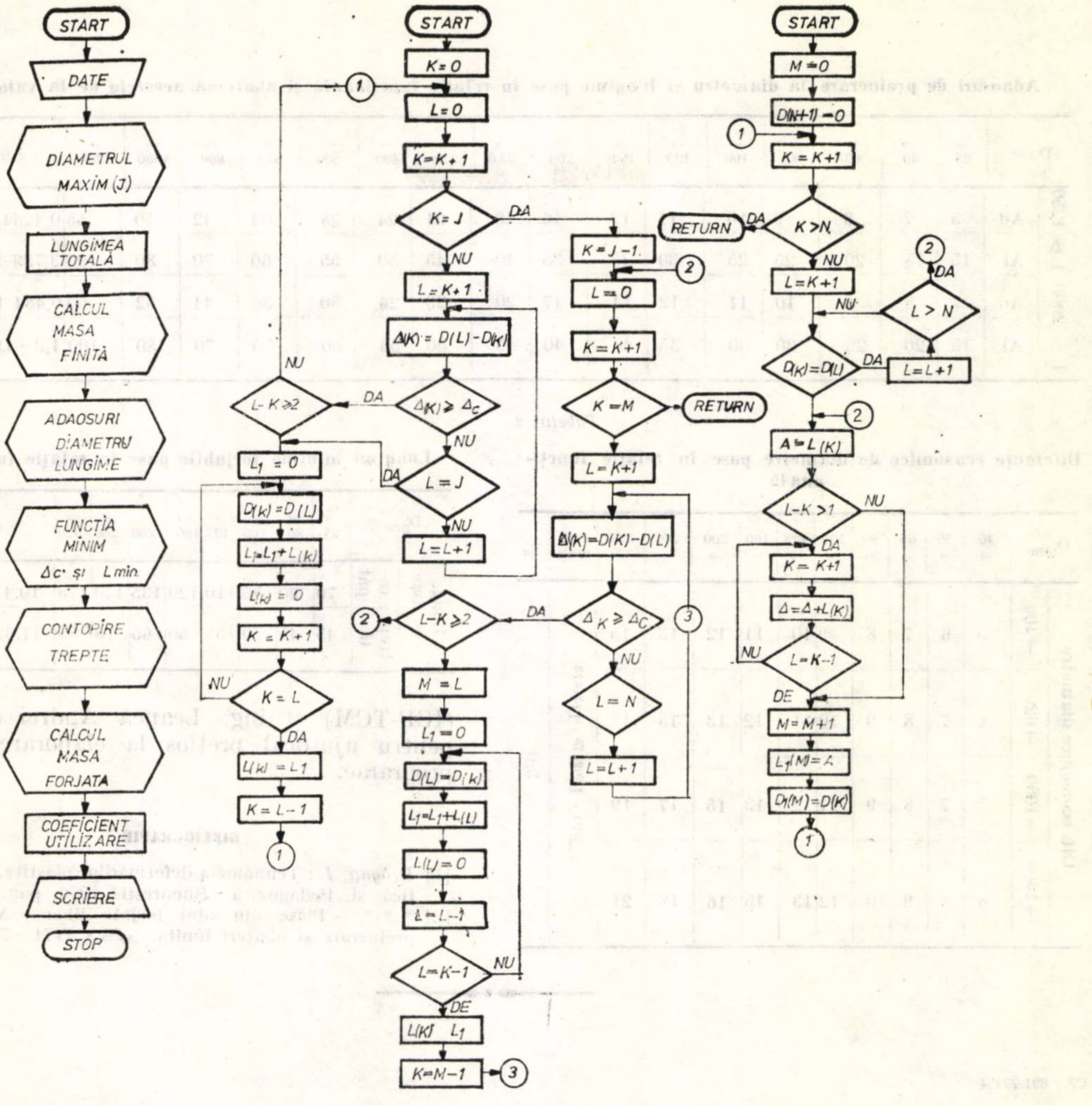


Fig. 2. Schema logică din program : a) Programul general b) Subrutina pentru volum minim cu diferența economică de diametre c) Subrutina de contopire a treptelor cu diametre egale.

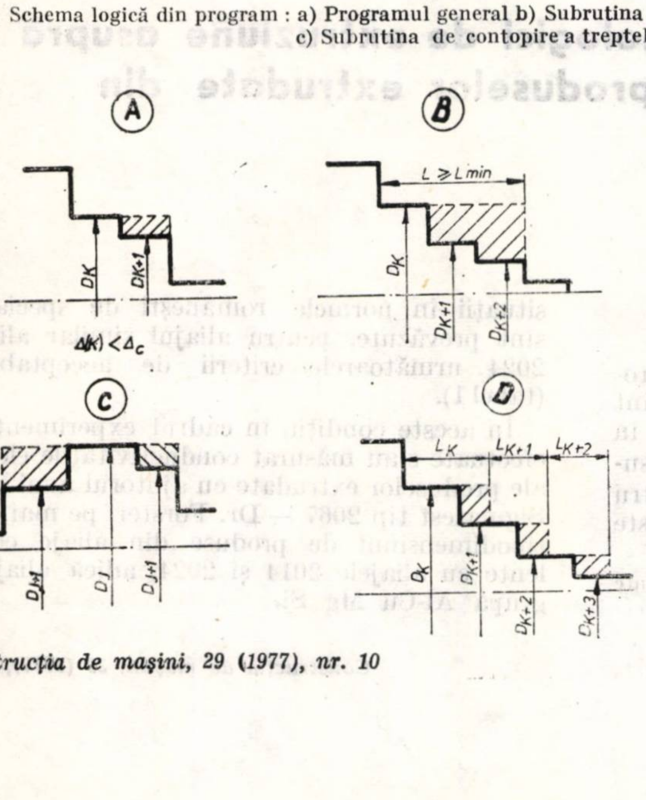


Fig. 3. Modul de utilizarea formei : a) caz $\Delta(K) < \Delta c$; b) caz de lungire pe mai multe trepte ; c) alternative de minim la lungirea treptei de diametru maxim ; d) lungire în cascadă pe fiecare diametru $L(k) < L_{minim}$

Tabelul 1

Adaosuri de prelucrare la diametru și lungime puse în relație funcțională și abaterea acesteia de la valorile date

	D mm	→25	→40	→63	→80	→100	→125	→160	→200	→250	→320	→400	→500	→630	→800	→1000	→1250	Formula	%
L > 2000 I ⊳ 1250	Ad	5	7	8	9	10	11	13	16	18	21	24	28	34	42	50	55	$0{,}4234 \cdot D^{0{,}6774}$	4,3
	Al	15	15	20	25	25	30	35	35	40	45	50	55	60	70	80	90	$3{,}783 \cdot D^{0{,}43}$	2,1
	Ad	7	8	9	10	11	12	14	17	20	23	26	30	36	44	52	60	$0{,}484 \cdot D^{0{,}6675}$	2,0
	Al	15	20	25	30	30	35	40	40	45	50	56	60	70	70	80	100	$4{,}3 \cdot D^{0{,}4267}$	3,1

Tabelul 2

Diferențe economice de diametre puse în relație funcțională

	D_{mm}	40→	50→	65→	80→	100→	125→	160→	200→	250→	320→	Formula	%
Dif. economice diametre	→400	5	6	7	8	9	10	11	12	13	15	$0{,}269 \cdot L^{0{,}2175} \cdot D^{0{,}473}$	3,0
	→625	6	7	8	9	10	11	12	13	15	17		
	→1000	7	7	8	9	11	12	13	15	17	19		
	→1600	8	8	9	10	12	13	15	16	18	21		

Tabelul 3

Lungimi minime forjabile puse în relație funcțională

	D_{mm}	→65	→80	→100	→125	→160	→200	→250	→320	Formula	%
Lung. minime	capăt	70	80	90	110	120	135	150	175	$10.4 \cdot D^{0{,}464}$	1,4
	treptă	45	45	50	55	60	65	75	85	$11.62 \cdot D^{0{,}31}$	3,1

(ICP-TCM) și ing. Leancă Andrei (ICPTSC) pentru ajutorul prețios la elaborarea acestor programe.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Drăgan, I.* : Tehnologia deformărilor plastice, Ed. Didactică și Pedagogică, București—1976. pag. 192...196.

[2] * * * — Piese din oțel forjate liber — Adaosuri de prelucrare și abateri limită. STAS 2171—70.

CZ : 621.771.4

Influența parametrilor tehnologici de extruziune asupra conductivității electrice a produselor extrudate din aliaje de aluminiu*

Ing. Aurel Vlaicu **POPESCU** — — I.C.P.T.S.C. București

Fiz. Ion **GANOVICI** — I.M.F.C.A. București

Introducere

Printre controalele prevăzute la recepția produselor extrudate din aliaje de aluminiu sînt și cele privitoare la conductivitatea electrică în conformitate cu (1 ... 5). Se specifică că măsurătorile de conductivitate electrică sînt, pentru recepție,măsurători complementare.Pentru aceste situații în normele românești de specialitate sînt prevăzute, pentru aliajul similar aliajului 2024 următoarele criterii de acceptabilitate (tabel 1).

În aceste condiții, în cadrul experimentărilor efectuate s-au măsurat conductivitățile electrice ale produselor extrudate cu ajutorul unui aparat Sigmatest tip 2067 — Dr. Forster, pe mai multe tipodimensiuni de produse din aliaje echivalente cu aliajele 2014 și 2024, adică aliaje din grupa Al-Cu Mg Si.

* Material prezentat la simpozionul „Tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal", 13—14 iunie 1977.

Tabelul 1

Aliaj	Conductivitate electrică (m/Ω mm 2)		Dispersia			
	Stare T3, T4	Stare T6	Pe piesă		Pe lot	
			Normal	Limita	Normal	Max
2024	max. 18,5	min. 21,5	max. 1	1,5	1,5	2

Experimentări efectuate

Experimentările au fost efectuate la IPAL Slatina pe liniile de extrudare a preselor de 22,5 şi 36 MN. Au fost reţinuţi parametrii tehnologici de extruziune pentru fiecare bilet în parte şi a fost marcat fiecare produs în aşa fel încît a fost posibilă regăsirea datelor experimentale în final. Este de menţionat că seriile de experimentări care le prezentăm au fost efectuate cu parametri tehnologici optimi pentru fiecare tipodimensiune în parte.

Probele de conductivitate au fost prelevate de la capătul exterior, mijlocul şi capătul posterior al produselor extrudate. Pe categorii de experimentări rezultatele au fost incluse în tabelul 2.

Analiza rezultatelor

Funcţie de datele experimentale avute la dispoziţie, se pot detecta o serie de interdependenţe între parmetrii tehnologici reflectate în conductivitatea electrică a produselor şi anume :

— în figura 1 este prezentată variaţia conductivităţii funcţie de raportul de extruziune la aliajul 2024. Întrucît este practic acoperită întreaga plajă a rapoartelor de extruziune admisibilă pentru acest aliaj şi variaţia este, practic, lineară concluzia imediată şi firească este că, pentru parametri tehnologici optimi proprii fiecărui caz în parte, conductivitatea nu este influenţată de raportul de extruziune utilizat.

— în figurile 2 şi 3 este prezentată variaţia conductivităţii funcţie de temperatura de început de extruziune la viteza de presare minimă şi la viteza de presare maximă. Se poate observa că în intervalul temperaturilor admisibile de extrudare şi al vitezelor admisibile de presare. Valorile conductivităţii se menţin la jumătatea intervalului propus prin norme. Cu greu am putea eventual schiţa o tendinţă de creştere a conductivităţii cu depărtarea de la temperatura optimă de deformare.

— în figura 4 este prezentată variaţia conductivităţii funcţie de viteza de presare, pe lungimea produsului. Se remarcă o constanţă remarcabilă în prima parte şi apoi o scădere, în limitele admisibile, în a doua jumătate a produsului. Aceasta indică faptul că schema de presare izotermă aplicată, prin variaţia vitezei de presare nu este cea optimă fapt confirmat apoi şi de cercetările macrostructurale care au pus în evidenţă, în aceste cazuri apariţia unui strat de grăunţi recristalizaţi la exteriorul produsului care însă se menţine în limite admisibile.

Tabelul 2

Nr. Produs	Aliaj	Stare	RE	Conductivitate pe lot m/mm 2	Observaţii
1. Bară Ø 25	2024	T4	15,6	16,8...16,9	Viteza de extruziune, temperatura de extruziune, temperatura de punere în soluţie cele optime pentru fiecare tipodimensiune
2. Bară Ø 32	2024	T4	14,6	17,05	
3. Bară Ø 42	2024	T4	11,5	16,8...17	
4. Bară Ø 52	2024	T4	0,8	16,82	
5. Bară Ø 70	2024	T4	22,3	16,6...16,8	
6. ≠50 × 25	2024	T4	34,4	16,5...17	

Pentru produse din alt aliaj (similarul lui 2014), rezultatele au fost incluse în tabelul 3.

Tabelul 3

Produs : Bară Ø 48 ; RE = 34,5 Tratament standard
Temp. extr. recomandată 410°C ; Viteza de extr. recomandată 1,2 mm/s.

Nr. crt.	Simbolizare bilet	Temp. ext. °C	Variaţia vitezei	Conductivitate			OBS
				Cap	mijloc	coadă	
1.	2,3	390	0,3 ; 0,9 ; 1,05 ; 1,2 ; 1,1 ; 0,9 ; 0,8 ;0,7	23	23	22,6	
2.	2,4	390	idem	23	23,1	22,6	
3.	1,3	400	idem	23,1	22,5...23,5	22,6	
4.	2,1	400	idem	23,0	22,5...23,5	22,6	
5.	2,2	400	idem	23,4	22,6...23	22,4	
6.	2,5	410	idem	23	23,2	22,6	
7.	2,6	410	idem	23	23	22,2	
8.	1,9	420	idem	23,1	22,5...23	22,8	

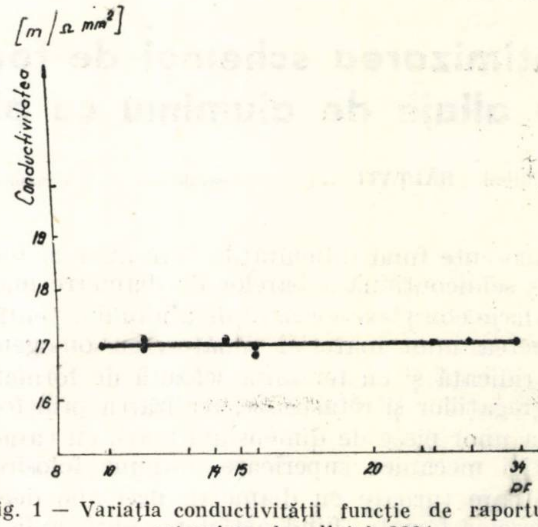


Fig. 1 — Variaţia conductivităţii funcţie de raportul de extruziune la aliajul 2024.

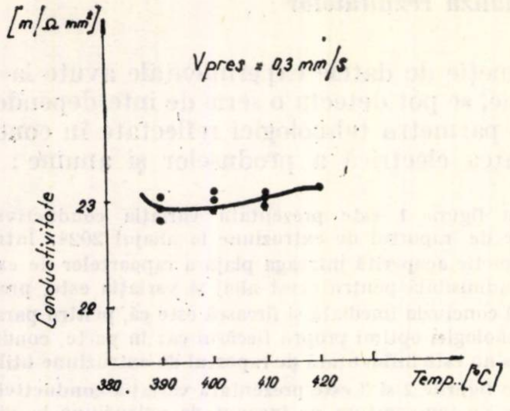


Fig. 2 — Variaţia conductivităţii funcţie de temperatură la viteza minimă a tipodimensiunii.

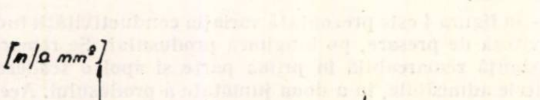


Fig. 3 — Variaţia conductivităţii funcţie de temperatura de extruziune la viteza maximă posibilă pe tipodimensiune.

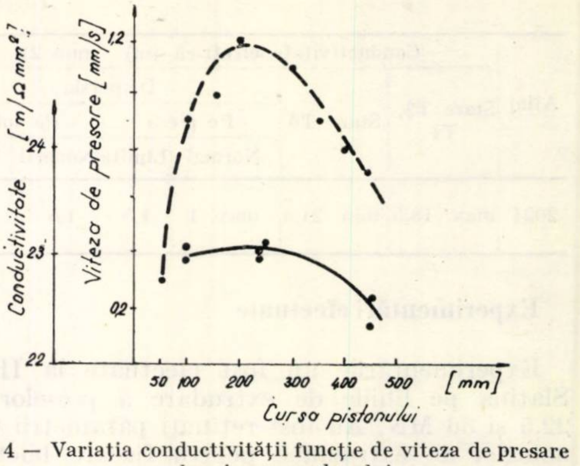


Fig. 4 — Variaţia conductivităţii funcţie de viteza de presare pe lungimea produsului.

Concluzii

Cercetările efectuate au dus la concluzia de primă importanţă că parametrii tehnologici de extruziune utilizaţi la experimentări au fost corecţi.

Totodată, prin măsurarea conductivităţii imediat după presarea şi răcirea produsului se poate stabili dacă produsul este corespunzător sau nu, eliminînd astfel proba de macrostructură cu inconvenientele ei : întreruperea presării, pierderi de material.

Determinarea conductivităţii credem că poate astfel deveni dintr-o măsurare complementară, la recepţia produselor, o probă operativă in procesul de producţie pentru determinarea, practic pe loc, a calităţii produselor extrudate din aliaje de aluminiu.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * :AIR 9050/C Franţa.
[2] * * * : WH — Werkstoff Handbuch.
[3] *Van Horn, K. R.* : Aluminiu vol. I, American Societiy for Metals 1968, OHID.
[4] *Smithells, C. J.* : Metals reference book vol. I. Butter worth 1967, London.
[5] *Varley, P. C.* : The Technology of aluminium and its alloys, London, Newres-Butterworth, 1970.

CZ : 621.744 :669.715

Optimizarea schemei de forjare a unor piese mari din aliaje de aluminiu cu plasticitate, relativ scăzută

Ing. Mihai **BĂLŢATU** — Intreprinderea de construcţii de maşini — Reşiţa

Cunoscute fiind dificultăţile care apar la turnarea semicontinuă a barelor de diametre mari din aliaje complexe cu bază de aluminiu, pentru obţinerea unui material sănătos, cu omogenitate ridicată şi cu tendinţă scăzută de formare a segregaţiilor şi retasurilor, realizarea prin forjare a unor piese de dimensiuni mari, cu caracteristici mecanice superioare, impune folosirea unor bare turnate cu diametru mai mic decît al pieselor forjate, fiind astfel necesară aplicarea unei scheme de forjare, care să cuprindă în mod inevitabil operaţia de refulare urmată de operaţia de întindere.

În legătură cu necesitatea refulării, literatura [1] prezintă păreri ale specialiştilor, uneori diferite, privind influenţa acestei operaţii asupra calităţii pieselor forjate, asupra variaţiei mărimii defectelor interne.

În lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor privind variaţia mărimii defectelor interne în

timpul operației de refulare urmată de o operație de întindere a semifabricatelor turnate din aliaje de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută și folosirea unei noi scheme de forjare care să permită obținerea pieselor cu diametrul mai mare decît al barei turnate și să nu genereze o evoluție a defectelor interne.

Fiind urmărită evoluția unei găuri axiale dintr-o piesă cilindrică, la operația de refulare, s-a stabilit că variația mărimii acestei găuri, în funcție de gradul de refulare este liniară, diametrul găurii crescînd proporțional cu gradul de refulare [2].

Pentru aliajele cu plasticitate relativ scăzută, caracterul liniar al variației mărimii defectelor nu se mai păstrează, în special la grade de refulare mari, cînd prin fisurarea zonelor cu defecte și unirea defectelor, acestea cresc în mărime neproporțional.

La această concluzie s-a ajuns în urma cercetării efectuate la forja ICM Reșița asupra semifabricatelor cilindrice Ø 240 × 600 mm turnate semicontinuu din aliajul tip RR 59 (echivalent AK4 — GOST 4784—59 sau ACD—ICEM) și eboșate, iar apoi supuse forjării prin refulare și întindere în scopul realizării unui grad de deformare total și a unor dimensiuni prescrise.

Încălzirea semifabricatelor cilindrice s-a realizat în cuptoare electrice cu recirculare, iar forjarea s-a executat pe o presă hidraulică de 600 tf.

Controlul s-a efectuat prin metoda defectoscopiei ultrasonice.

Semifabricatele cilindrice au fost supuse la un riguros control U.S. (longitudinal și transversal) cu marcarea precisă a poziției și mărimii defectelor interne, fiind admise la forjare cele care nu prezintă mai mult de două defecte situate la distanță minimă între ele de 50 mm, iar raportul dintre mărimea ecoului de defect (E.D.) și mărimea ecoului de fund (E.F.) este de maximum $\frac{1}{8}$. Nu sînt admise semifabricate care prezintă defecte mai mici dar dese (iarbă).

Semifabricatele cercetate au putut fi grupate sub aspect calitativ în felul următor:

A) — semifabricate a căror oscilograme prezintă zone cu E.D. ce se reduc total prin comparare cu E.F. și zone fără defect (fig. 1).

B) — semifabricate a căror oscilograme prezintă zone cu defecte a căror E.D. este de maximum $\frac{1}{8}$ din E.F. În figura 2 a este prezentat un E.D. de $\frac{1}{8}$ din E.F., iar în figura 2 b este pusă în evidență mărimea reală a acestui defect prin secționarea semifabricatului.

C) — semifabricate a căror oscilograme prezintă la impuls mărit, o zonă cu defecte grupate, iar prin comparare cu E.F. rămîne un defect singular mai mic de $\frac{1}{8}$ (fig. 3).

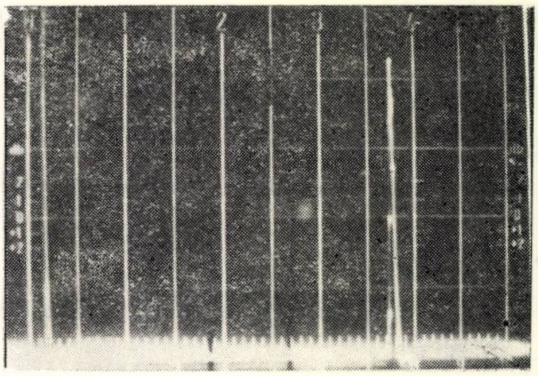
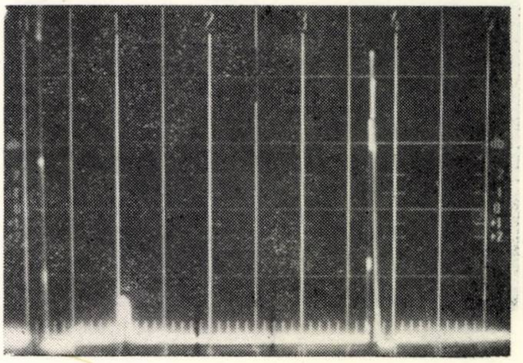


Fig. 1


a)

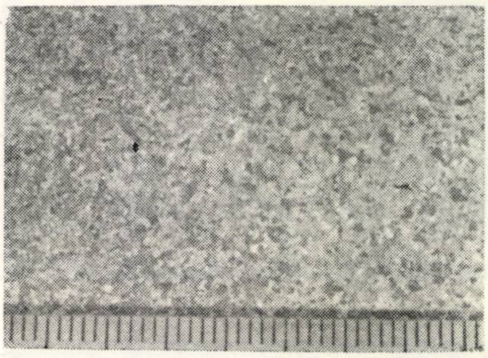

b)

Fig. 2

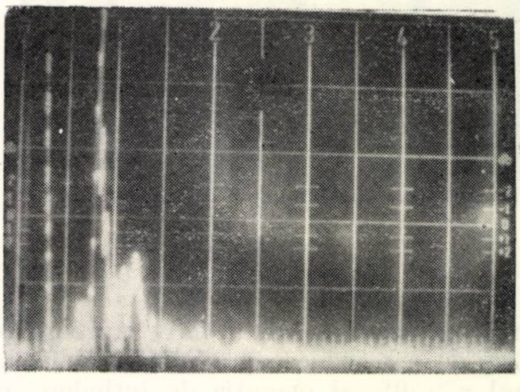
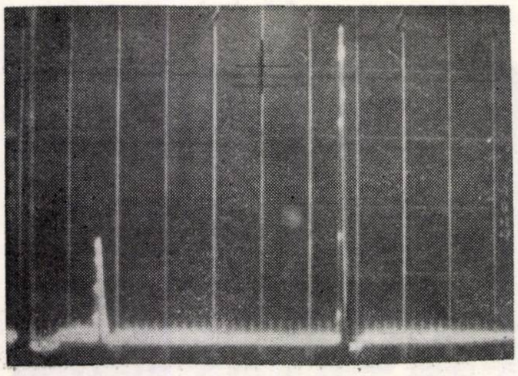
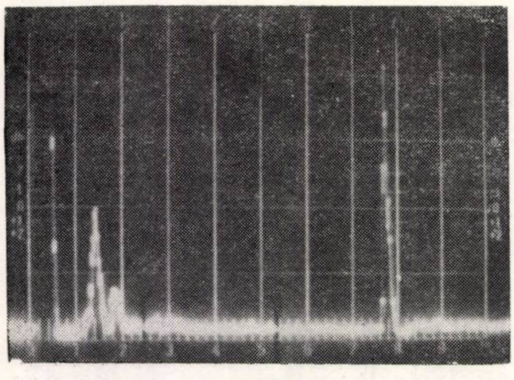


Fig. 3

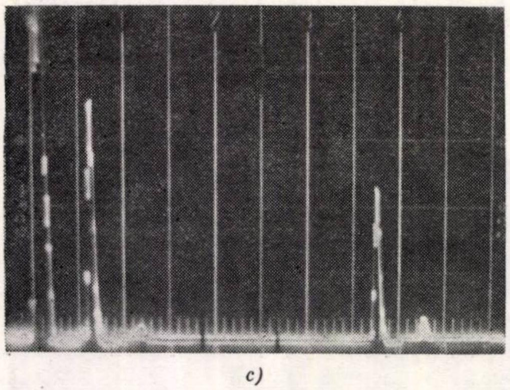
D) — semifabricate a căror oscilograme prezintă zone cu defecte a căror E.D. este mai mare de $\frac{1}{8}$ din E.F. şi care nu sînt admise la forjare. În figura 4 a este prezentată o zonă cu defect $\frac{1}{4}$; în figura 4 b este o zonă cu defecte $\frac{1}{2}$, iar în figura 4 c este prezentată o zonă cu un defect a cărui mărime de ecou este mai mare de $\frac{1}{1}$ din E.F.



a)



b)



c)

Fig 4

După operaţia de refulare între suprafeţe plan paralele cu o mărime a gradului de deformare general $\varepsilon_g > 50\%$ şi operaţia de întindere între scule plane realizînd un coroiaj aparent $C \cong 1{,}4$, s-a observat, la un număr de ordinul sutelor de semifabricate, o evoluţie a defectelor interne a căror mărime a crescut diferit.

Păstrîndu-se aceleaşi criterii de admisibilitate la controlul U.S. şi după operaţiile de refulare şi întindere, semifabricatele, care înainte de forjare prezentau zone fără defecte sau zone cu defecte a căror ecouri erau mai mici decît $\frac{1}{8}$ din ecoul de fund, au putut fi grupate sub aspect calitativ în felul următor :

— semifabricate a căror defecte interne au evoluat puţin, prezentînd zone de defecte a căror ecouri se reduc complet prin comparare cu ecoul de fund, păstrînd aspectul din figura 1.

— semifabricate a căror defecte interne au evoluat puţin, nedepăşind limita de 1/8, avînd aspectul din fig. 2.

— semifabricate a căror defecte interne au avut o evoluţie pronunţată, fiind declarate rebut (vezi fig. 4 a, b , c).

— semifabricate a căror defecte interne au evoluat foarte mult făcînd să dispară ecoul de fund.

— semifabricate cu defecte exterioare pe suprafaţa laterală sub formă de fisuri şi crăpături.

În urma acestor cercetări s-a putut trage o primă concluzie, că pentru aliaje cu plasticitate relativ scăzută, la grade mari de deformare, nu există o proporţionalitate între gradul de refulare şi variaţia mărimii defectelor, dar se observă o evoluţie a defectelor interne a căror mărime a crescut diferit cu valori cuprinse între 20—100%, existînd mărimi dispersate şi în afara domeniului, în funcţie de forma, amplasarea şi natura defectelor.

Evident, că asupra variaţiei mărimii defectelor interne influenţează şi restul condiţiilor în care are loc deformarea plastică a semifabricatelor ca : viteza de deformare, temperatura, forţele de frecare etc. De aceea, pentru a obţine rezultate comparabile, aceste condiţii au fost păstrate aceleaşi pentru toate încercările.

Cea de a doua concluzie este că schema de forjare $(R + i)$ folosită, compusă dintr-o refulare pronunţată între suprafeţe plan paralele (R) şi o întindere între scule plane (i) nu este recomandată la aliaje cu plasticitate relativ scăzută : neuniformitatea deformaţiei la grade mari de refulare, cu eforturile interioare suplimentare datorate acesteia, distruge integritatea aliajului furnat.

În consecinţă pentru îmbunătăţirea calităţii semifabricatelor forjate se impune fie mărirea diametrului barei turnate ca să se poată reduce gradul de refulare, fie folosirea unei noi scheme de forjare pentru acelaşi diametru de bară (∅ 240 mm).

Cum mărirea diametrului barei turnate măreşte probabilităţile de realizare a condiţiilor de omogenitate, structură, grad de segregare etc. s-a trecut la elaborarea şi experimentarea unei noi scheme de forjare $(r_1 + i_a + r_2)$ compusă dintr-o refulare între suprafeţe plan paralele (r_1) cu un grad general de deformare $\varepsilon_{g_1} = 25$ —

30% şi o întindere (i_a) a semifabricatului sub formă de butoiaş între scule profilate cu lăţime mare, prin manevrarea acestuia cu un dispozitiv de rotire, realizînd un coroiaj aparent $C = 1,6$ [3] şi o refulare în matriţă închisă (r_2) cu un grad general de deformare $\varepsilon_{0_2} = 30 - 40\%$. Această schemă de forjare care a păstrat aproximativ acelaşi grad de deformare total cu cel al schemei de forjare iniţiale, este prezentată în figura 5 cu cele trei operaţii componente.

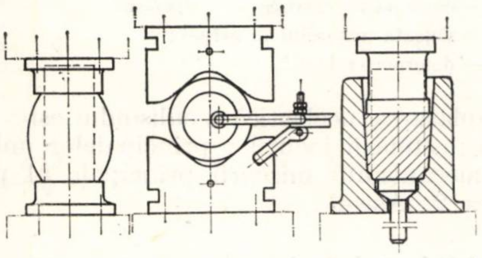


Fig. 5

Folosirea operaţiei de refulare (r_1) cu un grad general de deformare redus, elimină posibilitatea depăşirii gradului admisibil de deformare plastică, pînă la apariţia primei fisuri, şi semifabricatul cu structură de turnare (susceptibil la fisuri şi crăpături) îşi păstrează integritatea. Întinderea între scule profilate cu lăţime mare, a semifabricatului sub formă de butoiaş rezultat în urma refulării, creează o stare de eforturi unitare mai favorabilă măririi plasticităţii decît întinderea între scule plane, iar semifabricatul rezultat este compact cu o structură bună.

Operaţia de refulare (r_2) care urmează, prezintă două avantaje faţă de prima şi anume :

— deformează plastic un semifabricat compact cu structură de forjare ;

— se produce în matriţă închisă, iar din momentul atingerii peretelui lateral de către semifabricatul-butoiaş, forţele de reacţiune ale matriţei determină modificarea stării de eforturi unitare din semifabricat, în sensul reducerii tensiunilor interne.

În urma cercetării ultrasonice a semifabricatelor deformate plastic cu schema de forjare ($r_1 + i_a + r_2$) s-a constatat că toate semifabricatele turnate admise la forjare, a căror oscilograme au avut aspectul din figura 1 şi figura 2 (grupele A şi B) au corespuns şi după forjare, păstrînd acelaşi aspect al oscilogramelor. Consecinţa directă în producţie a fost reducerea totală a rebutului la forjare.

Această schemă de forjare, a aliajelor cu bază de aluminiu şi plasticitate relativ scăzută, care a permis obţinerea pieselor cu diametrul mai mare decît al barei turnate fără să genereze o evoluţie a defectelor interne, s-a aplicat în industrie, în cadrul unui procedeu de fabricare a pistoanelor brevetat [4], la executarea semifabricatului de pornire necesar operaţiilor de prematriţare şi matriţare a pistoanelor pentru motoarele locomotivelor diesel de mare putere.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Lindner, H.* : Practica refulării la fabricarea pieselor forjate mari — ,,La Metallurgie" Vol. 102 nr. 1—1970 pag. 27.

[2] *Javelle, J. F., Ferry, R.* : Fabricarea rotoarelor monobloc pentru turbine de 600 MW. Forjarea liberă şi dezvoltarea unei tehnologii moderne. Ed. Stahleisen — 1964, pag. 34.

[3] *Băltatu, M.* : Contribuţii la deformarea plastică prin întindere în scule profilate. Revista ,,Construcţii de maşini" nr. 10—1976.

[4] *Băltatu, M., Goşa, O.* : Procedeu şi dispozitiv pentru fabricarea pistoanelor — Brevet 74€63/1976.

CZ : 621.979

Contribuţii la studiul rigidităţii preselor mecanice de tip deschis

Dr. ing. Ion TUREAC — Universitatea din Braşov,

Dr. ing. Dumitru HURDU — Uzina Mecanică Sibiu

Influenţa forţei de presare asupra presei

Sub acţiunea forţei dezvoltate în timpul presării, presa se deformează elastic. Deformaţiile elastice astfel apărute modifică poziţiile diferitelor părţi ale acesteia în raport cu poziţiile anterioare acţiunii forţei. Intensitatea şi modul de deformare depind de : mărimea şi viteza de aplicare a forţei, tipul presei, forma şi dimensiunile batiului, materialele din care se execută batiul şi celelalte părţi intens solicitate ale presei.

Deformaţiile elastice cele mai mari, la presele mecanice de tip deschis, se dezvoltă, aşa cum a rezultat din practică, în partea mijlocie a batiului — zonă cuprinsă între masă şi capul acestuia. În timpul acestor deformaţii masa şi capul presei se îndepărtează şi, în acelaşi timp, se rotesc în sensuri opuse, deplasînd împreună cu ele toate subansamblurile pe care le susţin.

Împreună cu capul batiului se deplasează părțile ce alcătuiesc mecanismul mișcării principale (arbore, bielă, culisou), ghidajele și partea mobilă a sculei de presare, iar împreună cu masa se deplasează și se rotește partea fixă a sculei.

În afara batiului se mai deformează elastic însă mult mai puțin părțile componente ale mecanismului mișcării principale.

Înaintea presării planele Γ_1 și Γ_2 (figura 1), în care sînt cuprinse suprafețele de lucru ale culisoului și mesei (suprafețe ce servesc pentru

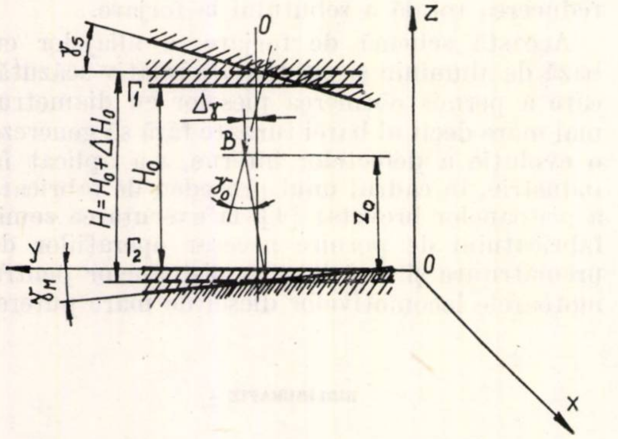


Fig. 1 — Pozițiile reciproce ale culisoului și mesei presei înainte și după deformarea elastică.

bazarea sculelor) sînt orizontale și paralele; sub acțiunea forței de presare, aceste plane se îndepărtează unul față de celălalt iar distanța dintre ele, măsurată în axa cinematică a presei, crește cu ΔH_0. În același timp planele se rotesc în sensuri opuse cu unghiurile γ_M și γ_s. În aceste condiții distanța dintre masă și culisou devine $H_0 + \Delta H_0$, iar axele acestora se intersectează sub unghiul γ_0, în punctul B situat la înălțimea Z_0 față de poziția inițială a mesei.

Creșterea cu ΔH_0 a distanței H_0 dintre masă și culisou este rezultatul însumării deformațiilor și deplasărilor elastice ale mesei și capului presei cu deplasările neelastice ale culisoului. Cînd presele au masă reglabilă se ia în considerare și deplasarea neelastică a mesei. Deplasarea neelastică a culisoului apare aproape în întregime datorită jocurilor dintre îmbinările organelor mecanismului mișcării principale (deoarece deformațiile de contact au un aport neînsemnat la deplasarea totală). Ținînd seama de aceasta, rezultă că distanța dintre masă și culisou crește cu:

$$\Delta H_0 = \sum_{i=1}^{n} f_{ei} + \sum_{k=1}^{p} j_k \qquad (1)$$

unde:

Σf_{ei} este suma deformațiilor și deplasărilor elastice, ale celor „n" părți din presă, măsurate în axa cinematică (pe suportul forței P_D, fig. 2);

Σj_k — jocurile din cele „k" îmbinări ale mecanismului mișcării principale (și ale mesei în cazul că acesta este reglabilă), măsurate ca și Σf_{ei}.

Luînd în considerare principalele părți care se deformează elastic și care capătă deplasări, rezultă:

$$\Sigma f_{ei} = f_{eB} + f_{es} + f_{ea} + f_{eb} \qquad (2)$$

unde:

f_{eB} este săgeata batiului;
f_{es} — deformația elastică a culisoului;
f_{ea} — săgeata arborelui principal;
f_{eb} — deformația bielei.

Deplasarea neelastică a culisoului este rezultatul însumării jocurilor principalelor îmbinări din mecanismul mișcării principale al presei, figura 2. Astfel:

$$\Sigma j_k = j_1 + j_2 + j_3 + j_4 + j_5 + j_6 \qquad (3)$$

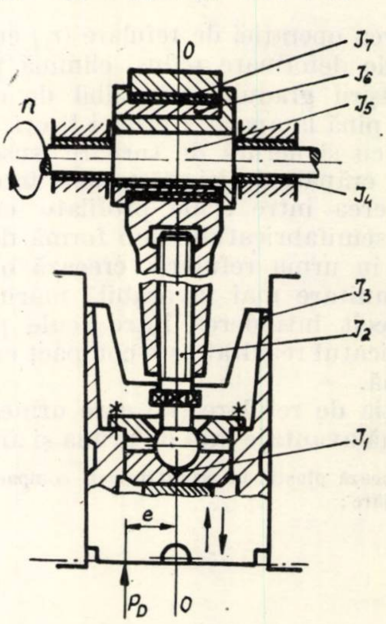


Fig. 2 — Principalele jocuri din mecanismul mișcării principale ale presei.

unde:

j_1 este jocul dintre articulația sferică a bielei și culisou;
j_2 — jocul dintre tija filetată și corpul bielei;
j_3 — jocul din ghidaje;
j_4 — jocul dintre arborele cu excentric și lagărele de reazem;
j_5 — jocul dintre arbore și bucșa excentrică;
j_6 — jocul dintre bielă și bucșa excentrică.

Ținînd seama de relațiile (2) și (3) distanța H_0 crește cu:

$$\Delta H_0 = f_{eB} + f_{es} + f_{ea} + f_{eb} + j_1 + \ldots + j_6 \qquad (4)$$

Ca și creșterea distanței, rotirile culisoului și mesei sînt rezultatul însumării rotirilor datorate deformațiilor și deplasărilor elastice ale corpului batiului și ale mesei cu cele neelas-

tice. Rotirile neelastice ale acestora sînt cauzate în special de existența jocurilor în ghidaje și de locul aplicării forței de presare în afara axei cinematice a presei. Pentru un caz de aplicare excentrică a forței de presare, rotirile culisoului se produc conform figurii 3.

În exploatarea preselor este posibil ca forța de presare să acționeze astfel încît rotirea neelastică a culisoului să se facă în sens opus celei elastice, atenuînd urmările acesteia din

cipal — sub acțiunea forței de presare pe direcția OZ.

Creșterea cotei reglate dintre masă și culisou duce în timpul presării, la modificarea, uneia dintre caracteristicile garantate ale presei — a cotei H_0 — iar rotirea axelor acelorași părți (masă, culisou) determină schimbarea traiectoriei cinematice proiectate a culisoului și a sculei de presare.

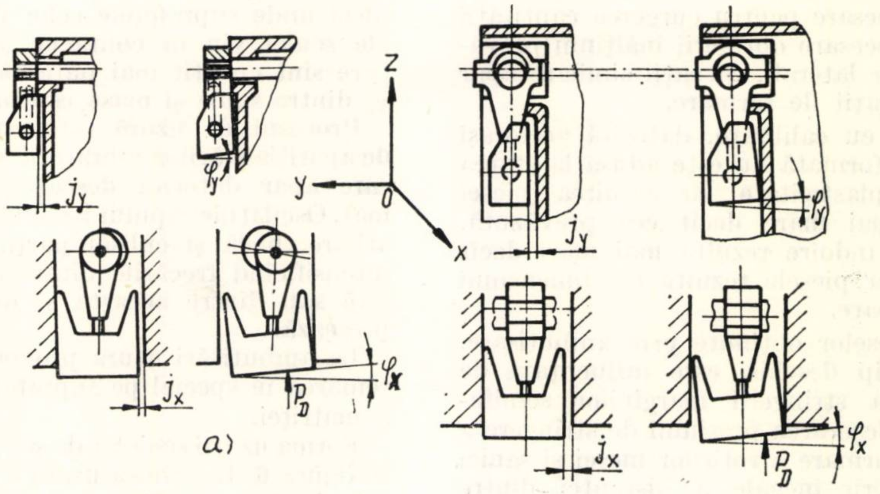


Fig. 3 — Rotirea culisoului în cazul încărcării excentrice cu forța P_D.

urmă. Pentru calcul trebuie considerat, însă, cazul cel mai dezavantajos cînd cele două rotiri au același sens, deoarece acestea se însumează și fac posibilă apariția unui unghi de deviere mult mai mare al axelor. Astfel rezultă :

— pentru culisou, $\gamma_s = \gamma_{e_s} + \gamma_{n_s}$, (5)

— pentru masă, $\gamma_M = \gamma_{e_M} + \gamma_{n_M}$, (6)

unde :

γ_{e_s} este unghiul de rotire a saniei datorită deformării elastice ;

γ_{n_s} — unghiul rotirii neelastice a culisoului ;

γ_{e_M} — unghiul rotirii elastice a mesei ;

γ_{n_M} — unghiul rotirii neelastice a mesei (numai la presele cu masă mobilă).

În baza relațiilor (5) și (6), unghiul γ_0 dintre masă și culisou este :

$$\gamma_0 = \gamma_s + \gamma_M = \gamma_{e_s} + \gamma_{e_M} + \gamma_{n_s} + \gamma_{n_M} \qquad (7)$$

Datorită creșterii distanței dintre culisou și masă partea mobilă a sculei nu mai parcurge drumul de presare exact în limitele prevăzute. Acest drum se deplasează cu cantitatea $\Delta H'_0 \cong \Delta H_0$ (fig. 4). Atingerea punctului mort inferior *PMI*, are loc teoretic numai după încetarea acțiunii forței de presare, deci, după terminarea deformării plastice. În figura 4 este pusă în evidență deplasarea drumului poansonului la o operație de ștanțare. Poansonul rămîne în urma poziției teoretice cu cantitatea $\Delta H'_0$ cu care s-a deplasat axa arborelui prin-

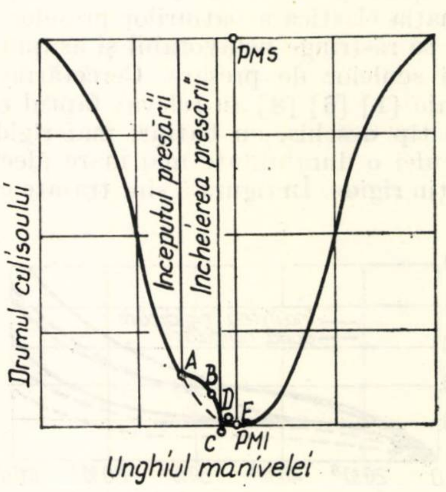


Fig. 4 — Întîrzierea deplasării culisoului ca urmare a deformațiilor elastice și deplasărilor datorate jocurilor din îmbinări.

Implicațiile deformațiilor și deplasărilor

Influența asupra preciziei și calității pieselor presate. Precizia dimensională și calitatea pieselor executate prin presare la rece, pe prese de tip deschis, depind în mare măsură de reglarea presei și de rigiditatea acesteia.

Influența modificării distanței dintre masă și culisou asupra preciziei dimensionale este evidentă, în special la extrudări și la operații unde, pentru obținerea dimensiunilor prescrise ale pieselor, este necesar ca partea mobilă a

sculei — deci culisoul — să parcurgă sub sarcină, o lungime de drum precisă.

Modificarea distanţei dintre sanie şi masă în timpul extrudării, duce la obţinerea unor semifabricate cu partea posterioară mai groasă şi cu înălţimea pereţilor mai mică decît cea cerută. Acestea se datoresc faptului că prin creşterea distanţei dintre masă şi sanie cu ΔH_0, partea activă a poansonului nu mai ajunge în poziţia prevăzută în tehnologia de presare şi ca urmare nu se dezvoltă nici condiţiile de plasticitate necesare pentru curgerea cantităţii de material, necesare obţinerii înălţimii prevăzute a pereţilor laterali. Situaţii similare apar şi la alte operaţii de formare.

La îndoirile cu calibrare, datorită aceloraşi cauze, zona deformată nu este adusă la starea necesară de plasticitate iar arcuirea piesei îndoite este mai mare decît cea prevăzută. Unghiurile de îndoire rezultă mai mari decît cele admise, iar piesele rezultă cu dimensiuni necorespunzătoare.

Calitatea pieselor obţinute prin ambutisare, pe prese de tip deschis, este influenţată de neuniformitatea strîngerii marginilor semifabricatelor şi micşorarea presiunii de strîngere a prestablei, ca urmare a rotirilor mesei şi saniei adică a creşterii inegale a distanţei dintre acestea în timpul presării.

Influenţa asupra durabilităţii sculelor de presare. Deformaţia elastică a batiurilor preselor de tip deschis se răsfrînge nefavorabil şi asupra durabilităţii sculelor de presare. Cercetările experimentale [1] [6] [8] au relevat faptul că presele de tip deschis, cu batiuri mai rigide asigură sculei o durabilitate mai mare ,decît cele mai puţin rigide. În figura 5 sînt trasate curbele

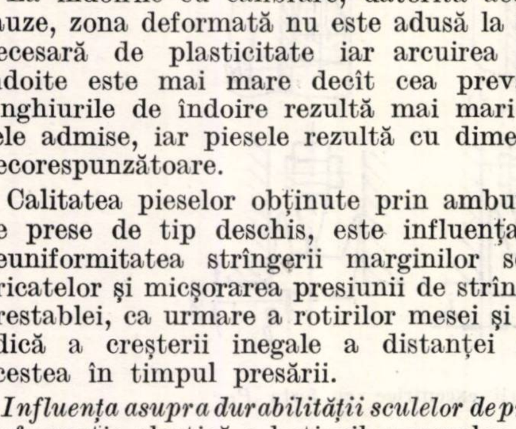


Fig. 5 — Variaţia durabilităţii poansonului şi plăcii tăietoare în funcţie de rigiditatea presei.

uzurii unei scule de perforare, avînd diametrul de 8 mm şi jocul $j = 15\%$ din grosimea materialului ştanţat. Curbele 1, 2 şi 3 pun în evidenţă, în ordinea indicată, uzura frontală a poansonului, uzura frontală a plăcii tăietore şi respectiv uzura laterală a poansonului, după 100×10^3 tăieturi pe o presă avînd rigiditatea de **36** kN/mm, iar curbele **4**, 5 şi **6** au aceleaşi semnificaţii, dar după mărirea rigidităţii presei la 59 kN/mm.

Uzura sculelor se datorează în mare măsură pierderii preciziei cinematice a presei în timpul lucrului. Pierderea preciziei cinematice determină pătrunderea înclinată a poansonului în placa activă, micşorînd astfel, sau anulînd chiar, pe anumite porţiuni de contur, jocul dintre acestea şi mărindu-l pe altele. Pe porţiunile de pe contur, unde se anulează jocurile (deci unde suprafeţele celor două părţi active ale sculei vin în contact), apar frecări mari care sînt cu atît mai puternice cu cît unghiul γ_0 dintre sanie şi masă este mai mare.

Procesul de uzură este amplificat mult şi de apariţia stărilor vibratorii ale capului presei, care apar datorită descărcării batiului deformat. Oscilaţiile capului batiului se transmit prin arbore, bielă şi culisou părţii mobile a sculei, intensificînd frecările dintre aceasta şi partea fixă sau dintre aceasta şi materialul care se presează.

La ambutisări uzura provocată de frecări se remarcă în special pe suprafaţa activă laterală a matriţei.

Forma uzurii sculelor de ştanţare este indicată în figura **6**. Lungimea uzată a suprafeţelor laterale l_{u1} corespunde cu pătrunderea suplimentară a poansonului în placă. Această pătrundere suplimentară are loc datorită rearcuirii batiului şi depinde de caracteristica elastică a acestuia şi de forţa la culisou. Înălţimea uzurii h_u depinde atît de caracteristica elastică şi de forţa aplicată la culisou cît şi de unghiul sub care are loc pătrunderea poansonului în placă.

Pentru a avea o pătrundere suplimentară pe o lungime cît mai mică şi sub un unghi γ_0

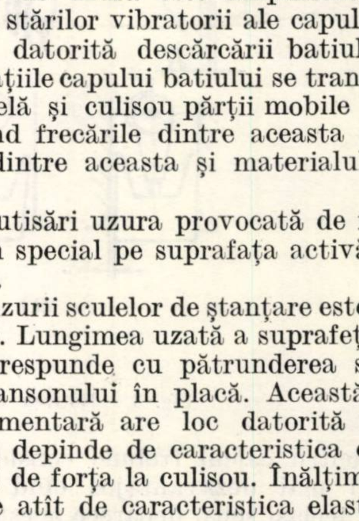


Fig. 6 — Forma uzurii poansonului şi plăcii tăietoare.

cît mai apropiat de zero, presele de tip deschis trebuie să dispună de batiuri rigide.

Din figura 1 rezultă că cea mai mică deviere a axelor poansonului şi plăcii active are loc la înălţimea Z_0 deasupra mesei. Dacă începutul pătrunderii poansonului în placă are loc într-un plan orizontal situat exact la înălţimea Z_0

deasupra mesei, atunci neuniformitatea jocului dintre placă şi poanson este mică şi condiţiile de tăiere sînt bune. În cazurile în care pătrunderea are loc într-un alt plan (deasupra punctului B sau sub acesta), devierea axelor creşte, iar jocul pe anumite porţiuni ale conturului tăietor anulîndu-se apar frecări. Pentru reducerea acestor frecări urmează a se lua în considerare poziţia punctului B. În acest scop trebuie să se cunoască anticipat caracteristica elastică a batiului şi în funcţie de aceasta se proiectează înălţimea părţii fixe a sculei care trebuie să fie egală tocmai cu Z_0. Astfel se pot asigura condiţii favorabile de tăiere (devieri minime ale axelor, frecări minime între cele două părţi ale sculei şi durabilităţii mari).

Influenţa deformaţiilor elastice asupra bilanţului energetic al presei. Deformaţiile şi deplasările elastice ale batiului şi ale mecanismului mişcării principale însoţesc fiecare proces de presare. Acestea se produc pe seama consumării unei anumite cantităţi de energie de la sistemul de antrenare al preselor. Variaţia energiei cinetice astfel consumată în intervalul de timp corespunzător desfăşurării procesului de presare, defineşte lucrul mecanic necesar pentru deformarea sistemului elastic.

Bilanţul energetic al preselor moderne de presare la cald indică un consum pentru deformări elastice de 30–35% din totalul lucrului mecanic consumat în afara procesului de presare [1] [2] [3] [5], iar pentru cele de presat table la rece, circa 12–15% [6] [8]. În figura 7 se indică, pe suprafeţele haşurate, lucrul mecanic consumat pentru deformările elastice la presele mecanice de tip deschis, în cazul executării diferitelor operaţii de presare, iar în figura 8 este prezentată distribuţia lucrului mecanic cedat de către sistemul de antrenare al presei în timpul unui proces de presare.

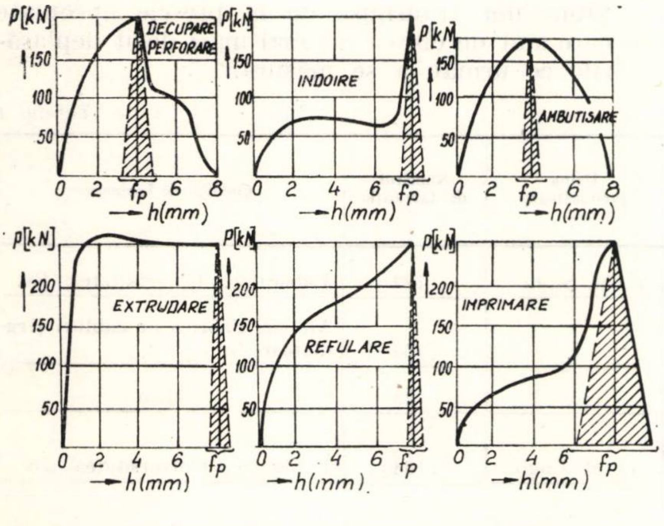


Fig. 7 — Lucrul mecanic consumat pentru deformarea elastică a sistemului tehnologic.

Explicaţia inegalităţii lucrului mecanic consumat pentru deformarea sistemului elastic în cazul diferitelor operaţii de presare se poate

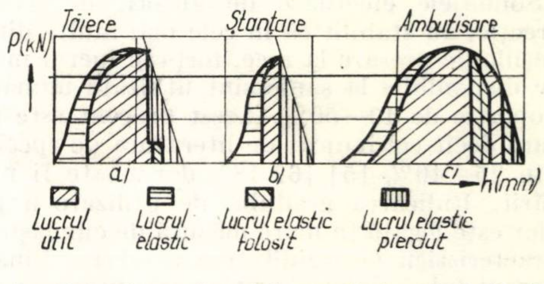


Fig. 8 — Repartizarea lucrului mecanic în cadrul diferitelor procese de presare.

da numai ţinînd seama de modul în care se finalizează fiecare dintre aceste operaţii. Energia cinetică consumată de la sistemul de antrenare şi acumulată în batiu, în special, precum şi în celelalte elemente care se deformează elastic, se eliberează, în parte, la terminarea operaţiei. Eliberarea acestei energii începe imediat după depăşirea forţei maxime de presare şi se manifestă prin tendinţa de revenire bruscă a părţilor deformate elastic — la poziţia dinaintea deformării. Revenirea influenţează fie terminarea operaţiei, fie împingerea semifabricatului prin partea inferioară a sculei. La ambutisări, revenirea capului presei în poziţia iniţială, are ca efect, în special, împingerea semifabricatului prin placa de ambutisare, proces în care se utilizează aproape întreaga energie eliberată figura 8 c. La ştanţare, procentul de utilizare este neînsemnat, figura 8 b, iar la tăieri este foarte mic : 2–5%.

Energia eliberată la revenirea batiului, dar neutilizată la separarea semifabricatului, sau la împingerea acestuia prin placa activă determină apariţia unui intens proces vibrator. Aceleiaşi cauze i se datorează zgomotele frecvent semnalate în secţiile de presare la rece. Vibraţiile şi zgomotele contribuie la intensificarea uzurii sculei şi la înrăutăţirea condiţiilor de lucru în ateliere.

Influenţa asupra gradului de exploatare a preselor. Alegerea preselor pentru operaţii de presare se face după criteriul forţei capabile şi lucrului mecanic disponibil la sanie. În general condiţiile enunţate sînt respectate în exploatare, dar nu întotdeauna se asigură utilizarea completă a acestor caracteristici ale presei. Lipsa datelor privind rigiditatea preselor nu permite tehnologului proiectant să prevadă şi în funcţie de această caracteristică presa corespunzătoare, pentru o anumită operaţie de presare. Deoarece în exploatare efectele deformaţiilor şi deplasărilor elastice sînt resimţite, se recurge de regulă, la o alegere acoperitoare. În acest mod se ajunge la situaţii în care operaţii care necesită o anumită forţă de

presare să fie executate pe prese ce dispun de forţe mult mai mari. Evident, în aceste condiţii evitarea efectelor deformaţiilor duce la exploatarea preselor sub parametrii proiectaţi.

Sondajele efectuate de autori, în această direcţie, au stabilit că în cele mai multe dintre secţiile de presare la rece, forţa şi lucrul mecanic disponibile la sanie sînt utilizate numai în proporţie de 40–50%. Acest procent este mai mare decît cel indicat de literatura de specialitate 25–40% [5] [6] [8], dar poate fi mult mărit. Ridicarea gradului de utilizare a preselor este legată în mare măsură de cunoaşterea caracteristicii de rigiditate a acestora. Pînă în prezent fabricile producătoare de prese nu pun la dispoziţia beneficiarilor documentaţii în legătură cu această caracteristică şi de aceea în exploatare se întîmplă dificultăţi la aprecierea gradului de utilizare.

În practica exploatării preselor se întîlnesc frecvent însă şi situaţii cînd presele sînt supraîncărcate — şi ca urmare apar blocări ale unor organe de lucru sau — cînd siguranţele nu funcţionează corect — ruperi ale batiului şi bielei. Deşi acest aspect aparent ţine mai puţin de caracteristica elastică a preselor, el trebuie pus în legătură cu insuficienţa datelor despre rigiditatea presei. Asemenea situaţii se întîlnesc la producţia de unicate sau serii mici pentru care nu se mai procură utilaje noi. În aceste cazuri influenţa deformaţiilor este neînsemnată, principala problemă rămînînd forţa de presare necesară. Considerîndu-se că batiurile şi alte organe sînt dimensionate pentru a rezista şi la supraîncărcări, pe prese cu forţe nominale mici se prevăd presări pentru piese ce depăşesc cu mult forţa disponibilă. Pentru evitarea acestor cazuri este de dorit ca în documentaţiile preselor să se indice forţa admisibilă de supraîncărcare.

Rezultate experimentale

În scopul evitării consecinţelor ce decurg din deformarea sistemului presă-sculă s-a stabilit un program pentru cercetarea experimentală a rigidităţii unor prese. S-a urmărit evidenţierea caracteristicii de rigiditate statică pentru ansamblul şi pentru diversele subansambluri ale acesteia. Rezultatele pot fi utilizate în industria constructoare de maşini la exploatarea corespunzătoare a preselor şi la proiectarea corectă a sculelor de presare. În program au fost incluse şi prese de fabricaţie mai veche, cu scopul de a se scoate în evidenţă progresele făcute în ceea ce priveşte caracteristica de rigiditate.

Unele dintre presele incluse în programul de cercetări sînt indicate în tabelul 1.

Încărcarea presei, aparatura de măsurare şi modul de lucru. Încărcarea s-a făcut cu ajutorul unor dispozitive hidraulice speciale echipate cu un sistem pentru măsurarea forţei de încărcare. Dispozitivul s-a proiectat astfel ca la o presiune de 10 daN/cm² să dezvolte o forţă de 30 kN.

Dispozitivul s-a aşezat pe masă, în locul sculei, figura 9. Pompa acţionată manual prin maneta 3 absoarbe lichid din rezervorul 2 şi îl transportă în cilindrul de lucru 1, acţionînd asupra pistonului 5 prin care se încarcă berbecul presei. Presiunea din cilindrul de lucru s-a controlat prin manometrul 4. Lucrul a decurs în condiţiile încărcării statice.

Măsurarea deplasărilor s-a efectuat după ce presele au fost încărcate şi descărcate de cîteva ori cu forţe variind de la zero la P nominal. Prin aceste încărcări s-au depistat blocările berbecului şi s-a verificat dacă acesta rămîne în punctul mort superior *PMS*. Pentru măsurarea deplasărilor s-au folosit comparatoare de precizie 1/100 mm. Suporţii comparatoarelor s-au fixat pe mese rigide în afara presei astfel că s-au obţinut valori absolute ale deplasărilor.

Măsurările efectuate pe presele din atelierele de presare s-au făcut în timpul pauzelor sau în zile nelucrătoare pentru a elimina efectul vibraţiilor transmise de la presele apropiate care sînt de cîteva ori mai mari decît deplasările ce urmau a se măsura.

Tabelul 1

Nr.	Denumirea presei	Forţa nominală kN	Anul fabricaţiei	Uzina producătoare	Numărul de fabricaţie	Condiţii de încercare
1	Prese PELI	630	1968	U. M. Sibiu	122	Laborator. Universitatea Bv.
2	Prese PELI	630	1966	–,,–	62	Atelier. Fabrica de cabluri şi radiatoare Bv.
3	Presă PELI	400	1965	–,,–	25	idem
4	Presă cu excentric PE (neînclinabilă)	630	1961	U. M. Cugir	184	Laborator. Universitatea Bv.
5	Presă cu excentric P (neînclinabilă)	160	1960	–,,–	20	idem

Locurile de măsurare s-au ales în funcţie de modul de lucru al presei şi de caracteristica urmărită. Pentru măsurarea deplasărilor capului presei comparatoarele s-au aşezat ca în figura 10, iar pentru deplasările mesei s-au aşezat ca în figura 11.

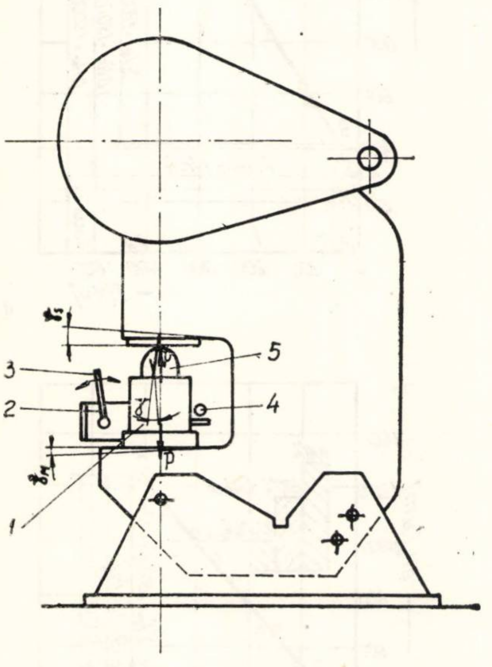


Fig. 9 — Asamblarea dispozitivului pe presă în vederea excitării statice a acesteia.

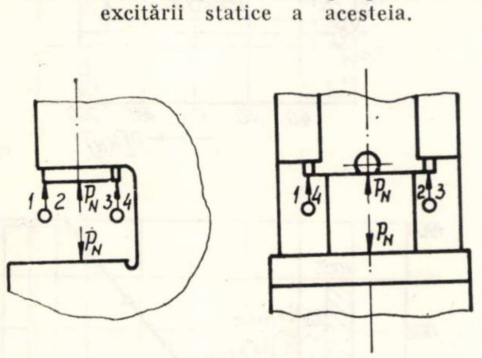


Fig. 10 — Locurile de măsurare a deplasărilor capului presei.

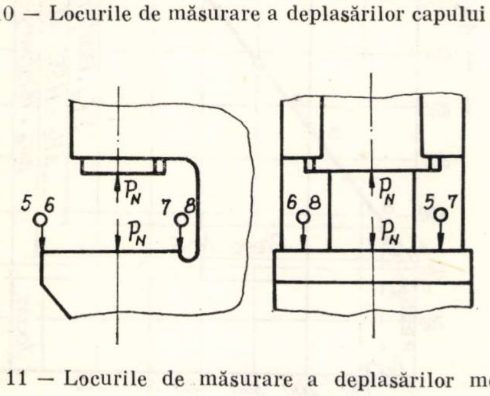


Fig. 11 — Locurile de măsurare a deplasărilor mesei.

Deplasarea capului presei şi deplasarea culisoului pe direcţia şi suportul forţei P s-au stabilit luînd în considerare înregistrările comparatoarelor 1...4, figura 10 şi jocurile din îmbinări obţinîndu-se :

$$f_{c_p} = \frac{f_1 + f_2 + f_3 + f_4}{4} - \Sigma j_i, \quad (8)$$

unde $f_1 \ldots f_4$ sînt deplasările elastice măsurate cu comparatoarele 1 ... 4, iar Σj_i sînt deplasări neelastice datorate jocurilor.

Deplasarea mesei s-a calculat ca medie a deplasărilor comparatoarelor 5 ... 8 (figura11)

$$f_M = \frac{f_5 + f_6 + f_7 + f_8}{4} - \Sigma j_q \quad (9)$$

unde j_q sînt jocurile mesei în cazul că aceasta este reglabilă.

Deplasarea elastică totală s-a calculat prin însumarea deplasărilor elastice din (8) şi (9) :

$$f_p = f_{c_p} + f_M = \frac{f_1+f_2+f_3+f_4}{4} + \frac{f_5+f_6+f_7+f_8}{4} \quad (10)$$

Jocurile înregistrate la sanie pe direcţia forţei au avut valori între 0,25 ... 0,85 mm.

Pentru unele dintre presele studiate, în figura 13 a ... f se dau diagramele de deformaţie în funcţie de forţa de încărcare. Prin Σf_e s-au notat deformaţiile elastice înregistrate pe porţiunea $A - B$ cu pantă constantă a diagramelor ΔH_c sînt deformaţiile elastice considerate din punctul de intersecţie cu ordonata, iar ΔH_e deformaţiile măsurate după preluarea jocurilor.

Rotirea capului presei s-a calculat luînd în considerare deplasările înregistrate de comparatoarele 1, 2 şi distanţa „b" dintre acestea, figura 12. Astfel a rezultat :

$$f_\gamma = \operatorname{tg} \gamma \cong \gamma = \frac{f_2 - f_1}{l}. \quad (11)$$

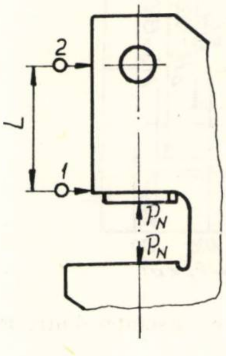


Fig. 12 — Locurile de măsurare a rotirilor părţii superioare a presei.

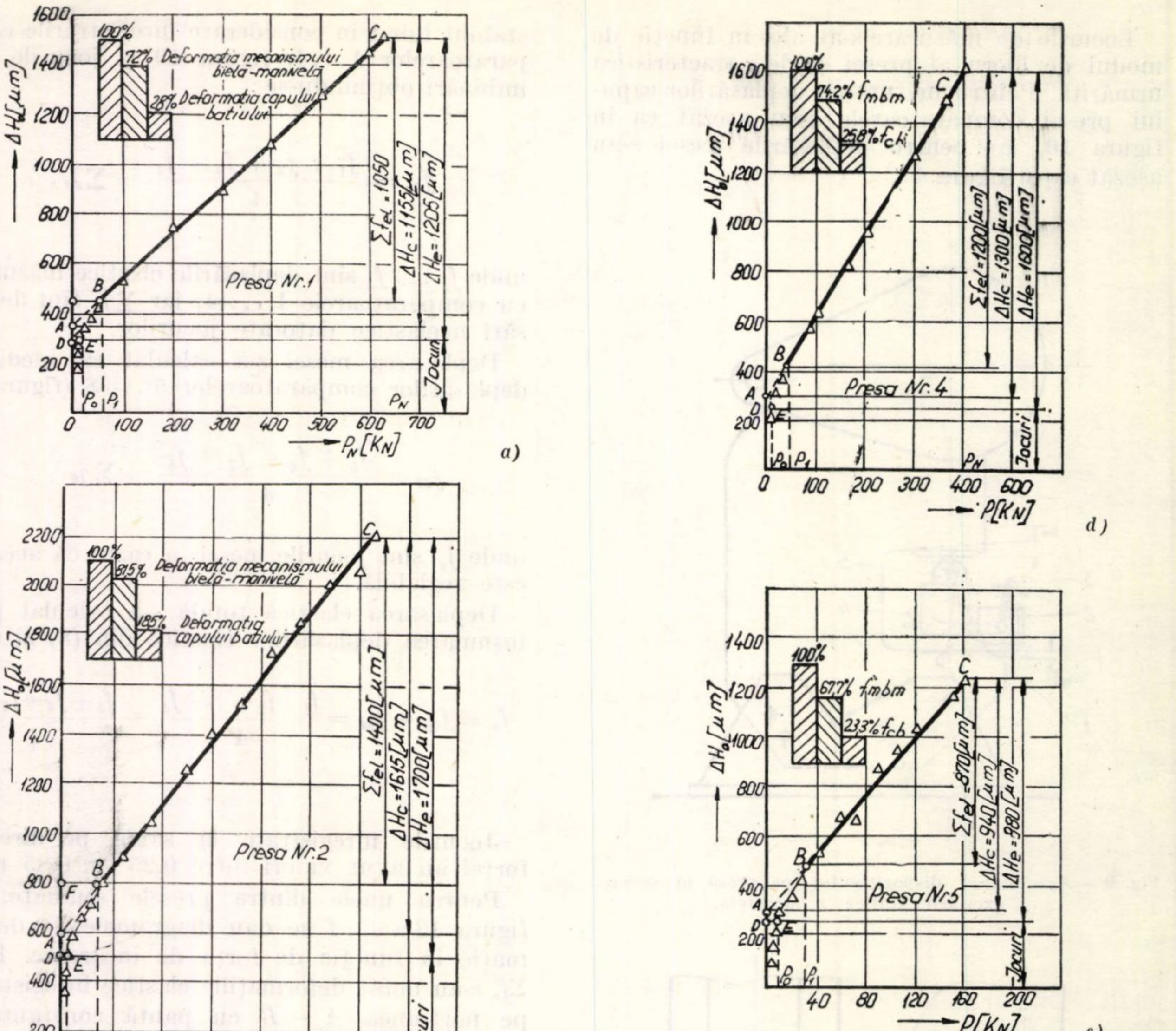


Fig. 13, a . . . f. — Creşterea distanţei dintre masă şi culisou ca urmare a deformaţiilor şi deplasărilor.

Evaluarea rigidității statice liniare și unghiulare. Rigiditățile liniară și unghiulară s-au stabilit pornind de la relațiile de definiție :

$$C_l = \frac{P_N - P_0}{\sum \Delta H_e}, \quad C_\gamma = \frac{P_N}{f_\gamma},$$

unde:

$\Sigma\Delta H_e$ sînt deplasarea elastică la culisou și cea a mesei, figura 13 a...f sub acțiunea forței P, pe direcția și în sensul acțiunii acesteia ;
f_γ — rotirea elastică a capului presei ,măsurată pe batiu ;
P_0 — forța necesară pentru deplasările neelastice ;
P_N — forța de încărcare.

Conform celor de mai sus, pentru presele înscrise în tabelul 1 au rezultat rigidități ale căror valori se indică în tabelul 2.

Tabelul 2

Presa nr.	Rigiditatea C	
	Liniară kN/mm	Unghiulară kN/mm/m
1	505	1,55
2	308	1,34
3	296	3,86
4	163	2,35
5	410	0,79

Rezultatele experimentale obținute în cadrul acestui program vor servi la proiectarea proceselor tehnologice și la proiectarea sculelor de presare la rece. Pe baza lor se pot face și aprecieri cu privire la progresele înregistrate pe această linie, în construcția de prese.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Olivo, G.* : Prufung der statischen Steife von Exzenter — und Kurbelpressen — Maschinenbau technic Ar. 7/1964 — p. 345—352.

[2] *Munnic, I.* : Elastische Verformungen an auslandenden Pressen. Werkstattstechnik und Maschinenbau, Nr. 10/1954.

[3] *Rovinski, G. N.* : Listoștampovocinîe mehaniceskie pressî. Izd. Mașinostroenie. Moskva 1968.

[4] *Makelt, H.* : Die mechanischen Pressen. Karl Hauser, Verlag, München, 1961.

[5] *Momel, H.* : Energetische Verluste in Exzeuterpressen. Maschinenbautechnic 5/1964.

[6] *Mescerin, V. T.* : Normative pentru rigiditatea preselor. Kuznecino ștampovocinîe proizdvodstvo Nr. 8/1970.

[7] *Feighin, M. M.* : Cu privire la rigiditatea unghiulară a preselor de tip deschis. Kuznecinostampovocinîe proidvodstvo Ar. 11/1966.

[8] *Ulrich, Justen* : Determinarea unor parametri ai preselor. Teză de doctorat, München, 1969.

[9] *Tureac, I.* : Cercetări experimentale privind determinarea rigidității statice a presei PELI 63 fabricată la U. M. Sibiu. Calitatea producției și metrologie, Nr. 4/1972.

[10] *Tureac, I.* : Asupra condițiilor de recepție a preselor mecanice de tip deschis. Standardizarea română, Nr. 8/1972.

CZ : 621.746.77

Încălzirea electrică inductivă a metalelor în vederea deformării lor la cald

Ing. Ioan Mircea **BOJIȚĂ** — I.C.P.T.S.C. București

Ioan Mircea Bojiță este absolvent al Facultății de Electrotehnică a Institutului Politehnic București din anul 1969.
De la absolvire pînă în prezent a lucrat în ICPTSC-București în laboratorul de aplicații industriale ale încălzirilor prin curenți de inducție.

În ultimii ani a luat o mare dezvoltare încălzirea prin inducție în masă a diverselor semifabricate metalice (feroase sau neferoase) peste temperatura de deformare plastică, în scopul prelucrării lor la cald (forjare, matrițare, extruziune, trefilare, laminare). Atelierele moderne de forjare impun condiții tot mai pretențioase proceselor de încălzire, condiții care în general nu mai pot fi satisfăcute de încălzitoarele clasice cu combustibil. Din aceste motive într-o măsură tot mai mare se face apel la încălzirea electrică inductivă. Numai cu ajutorul încălzitoarelor inductive se pot îndeplini cerințele economice, tehnologice și metalurgice ale unui atelier modern de prelucrări prin deformare la cald.

Ca avantaje esențiale ale încălzitoarelor de medie frecvență se pot enumera următoarele :

a) — Timp scurt de încălzire

Deoarece energia electrică se transmite direct piesei de încălzit, degajarea de căldură avînd loc direct în piesă, apare posibilitatea realizării unor viteze de încălzire considerabil sporite față de cuptoarele cu încălzire indirectă. Timpul de încălzire este în medie de 4—6 ori mai mic decît

timpul necesar încălzirii în cuptor. Ca urmare directă a timpului redus de încălzire și a evitării supraîncălzirii materialului rezultă alte avantaje, cum ar fi:

— realizarea de structuri cu granulație fină, ceea ce asigură o îmbunătățire a calităților mecanice;

— pierderi reduse de material prin oxidarea suprafeței. Față de pierderile de material prin oxidarea suprafeței, de 3—6% rezultate în urma încălzirii în cuptoare, la încălzirea inductivă se contează pe cel mult 1%, în cele mai multe cazuri acestea fiind neglijabile.

b) Punere rapidă în funcțiune

Preîncălzirea cuptoarelor cu combustibil necesită cîteva ore. Instalațiile de încălzire prin inducție nu au nevoie să acumuleze căldură, putînd fi puse în funcțiune imediat.

c) Îmbunătățirea condițiilor de muncă

Căldura degajată de cuptoarele cu combustibil în atelierele de forjă produce neplăceri destul de mari. Se mai adaugă gazele de ardere și fumul care poluează atmosfera atelierului. În contrast cu acestea radiația termică a încălzitoarelor prin inducție este practic neglijabilă. Inductorul este rece, numai piesa încălzită radiază căldură.

d) Mărirea duratei de utilizare a matrițelor și sculelor

Suprafața curată, fără tunder și temperatura uniformă de încălzire îmbunătățesc mult durabilitatea și păstrarea exactității matrițelor și sculelor. Durabilitatea matrițelor poate fi ridicată în cazul încălzirilor inductive a semifabricatelor pînă la 300%, rezultînd economii importante.

e) Gradul înalt de mecanizare și automatizare

Încălzirea inductivă este foarte potrivită pentru mecanizarea și automatizarea procesului de încălzire și prelucrare la cald. Timpul de încălzire riguros uniform pentru un tip de semifabricat dă posibilitatea alimentării utilajului de prelucrare la cald cu semifabricate încălzite în tact uniform. Prin adaptarea de sisteme potrivite de transport procesul de încălzire și prelucrare la cald poate fi complet automatizat. Gradul înalt de automatizare la care se pretează procedeul încălzirii inductive duce la economie de forță de muncă.

f) Spațiu necesar redus

Amplasarea unei instalații de încălzire inductivă necesită în general un spațiu de numai 1/3 din spațiul ocupat de un cuptor normal de aceeași productivitate.

Toate aceste avantaje recomandă încălzirea inductivă ca fiind unul din cele mai indicate procedee de încălzire a semifabricatelor în vederea prelucrării la cald. O instalație de încălzire inductivă care utilizează energia electrică de medie frecvență pentru încălzirea semifabricatelor în scopul deformării plastice la cald numită și încălzitor, se compune în general din următoarele părți:

— *Inductorul.* Element principal al instalației de încălzire prin inducție, inductorul este format dintr-o bobină (solenoid) din țeavă de cupru răcită cu apă, rigidizată cu ajutorul unor grinzi de lucru (textolit) în partea inferioară și superioară, iar în partea frontală cu plăci de azbociment. Capetele bobinelor inductorului sînt scoase la partea inferioară și sînt prevăzute ca plăci de contact pentru legarea la barele de alimentare din bateria de condensatoare. Spirele bobinei se izolează electric (bandă de sticlă, sau diverse țesături electroizolante impregnate cu lac izolant). Grosimea izolației electrice este de 1—1,5 mm. În interiorul bobinei inductorului se așează un tub de micanită cu grosimea de 2 mm pentru izolarea electrică, un tub de carton de azbest cu grosimea de 3—5 mm., pentru izolarea termică. În interiorul tubului de azbest se dispun inele de șamotă a căror grosime este de obicei 10—20 mm, în funcție de diametrul inductorului. În instalațiile cu funcționare continuă semifabricatele se deplasează prin inductor pe ghidaje din oțel nemagnetic refractar prin care circulă apă de răcire. Pentru micșorarea încălzirii părților metalice ale construcției încălzitorului din vecinătatea inductorului, la părțile frontale ale acesteia se montează uneori ecrane formate din spire de cupru în scurtcircuit răcite cu apă pe care se dispune pachete cu tole. În același scop în anumite cazuri pachetele din tole se dispun pe toată lungimea inductorului.

— *Bateria de condensatoare* de medie frecvență, pentru compensarea energiei reactive a sistemului inductor piesă.

— *Sistemul de răcire* cu apă a inductorului, condensatoarelor de medie frecvență, autotransformatorului, și a altor elemente de legătură din circuitul oscilant.

— *Mecanisme de alimentare,* dozare, încărcare și descărcare a semifabricatelor.

— *Sisteme de reglare a puterii la inductor.* În anumite cazuri încălzitoarele sînt prevăzute cu asemenea sisteme constînd în, transformatoare sau autotransformatoare de adaptare, reactanțe variabile etc.

— *Aparatura de măsură și control*

— *Instalația electrică de automatizare* a încălzirii și de comandă a mecanismelor cu care este dat încălzitorul.

Alimentarea instalațiilor se realizează de la convertizoare individuale de medie frecvență sau de la stații centralizate. Cele mai utilizate frecvențe, în domeniul frecvențelor medii sînt de 1000; 2500; 8000 Hz. La noi în țară se produc la ora actuală grupuri convertizoare rotative avînd puteri de 125 și 300 kW la 2500 și 50 Hz; 110 și 300 kW la 8000 Hz.

O sistematizare a instalațiilor de încălzire în volum prezintă mari dificultăți datorită faptului că majoritatea acestora sînt proiectate în scopuri tehnice individuale, pentru procese tehnologice concrete și semifabricate de diferite forme. Există totuși cîteva criterii de clasificare a acestor instalații.

După principiul de lucru aceste instalații pot fi **cu funcționare continuă** sau **intermitentă.** La instalațiile cu funcționare continuă cu un ritm constant de deplasare a pieselor, se asigură reproducerea regimului de încălzire pentru toate piesele ce trec succesiv prin inductor. În producția de serie este avantajos să se utili-

zeze instalaţii cu funcţionare continuă, care au productivitatea mult mai ridicată faţă de cele intermitente, o încărcare judicioasă în timp a sursei de alimentare şi o stabilitate mare a regimului electric.

În cazul unei producţii diversificate şi de serie mică la care înlocuirea inductorului odată cu schimbarea piesei de lucru necesită timp şi are loc frecvent, se utilizează instalaţii cu funcţionare intermitentă care în acest caz prezintă următoarele avantaje faţă de cele cu funcţionare continuă.

— absenţa pieselor balast — necesare la instalaţiile cu funcţionare continuă atît la intrarea în regimul stabil cît şi la evacuarea ultimelor semifabricate, la terminarea lucrului;
— simplitatea adaptării instalaţiilor pentru altă piesă;
— realizarea cu uşurinţă a regimului de aşteptare în cazul opririi instalaţiei de prelucrare deservite.

În funcţie de atmosfera din incinta de încălzire instalaţiile de încălzire inductivă se împart în :

— instalaţii cu atmosferă oxidantă (deschise);
— ,, ,, reductoare (de hidrogen);
— cu atmosferă protectoare reducătoare.

Din punct de vedere al mecanismului care asigură transportul semifabricatelor prin inductor există o mare diversitate de tipuri constructive de încălzitoare.

În principal se deosebesc încălzitoarele la care avansul semifabricatelor prin inducţie se realizează în mod continuu şi încălzitoare la care avansul se realizează în tact. În primul caz se utilizează benzi transportoare, mese rotative, sisteme de antrenare a semifabricatelor prin fricţiune. În cel de al doilea caz se utilizează diverse tipuri de împingătoare (mecanice, electromagnetice, hidraulice etc), precum şi sisteme de grinzi păşitoare.

Fiecare din sistemele amintite prezintă avantaje şi dezavantaje pentru un anume tip de semifabricate, de aceea utilizarea uneia sau alteia din ele se face avînd la bază considerente, de productivitate, siguranţă în funcţionare, economicitate şi în primul rînd după forma, dimensiunile şi calitatea semifabricatului ce urmează a fi încălzit.

Pentru alegerea corectă a unei instalaţii de încălzire inductivă plecînd de la o situaţie concretă de utilizare, este important să se cunoască principalii factori care influenţează calitatea încălzirii prin curenţi de inducţie de medie frecvenţă şi anume :

— frecvenţa curentului de inducţie
— timpul de încălzire
— cuplajul electric inductor — semifabricat

Curenţii induşi în semifabricat sînt curenţi alternativi de aceeaşi frecvenţă cu a generatorului ce alimentează inductorul. Aceşti curenţi nu se repartizează uniform în secţiunea semifabricatului. Scăderea densităţii de curent şi a cîmpului magnetic se face după o lege aproape exponenţială. Viteza de scădere a intensităţilor cîmpului electromagnetic în adîncimea metalului se caracterizează prin mărimea δ, denumită „adîncime de pătrundere".

$$\delta = 5030 \frac{\sqrt{\rho}}{\mu r f} [\mathrm{cm}]$$

unde :

ρ — rezistivitatea materialului;
μ — permeabilitatea magnetică relativă a metalului;
f — frecvenţa curentului in Hz.

Pe adîncimea de pătrundere δ intensitatea cîmpului electromagnetic se micşorează de $e = 2{,}718$ ori faţă de valoarea de la suprafaţa piesei.

Căldura degajată în stratul superficial de grosime $X = \delta$ (proporţională cu patratul densităţii de curent) reprezintă 86,5% din căldura degajată în semifabricat. În practică se consideră că întreaga căldură se dezvoltă în acest strat superficial de grosime δ.

Randamentul global al încălzirii inductive este dat de produsul dintre randamentul electric şi cel termic. Randamentul electric este determinat de raportul dintre puterea transmisă semifabricatului şi puterea la bornele inductorului. Randamentul termic este determinat de raportul dintre puterea utilă în semifabricat care conduce la ridicarea temperaturii şi puterea transmisă semifabricatului, diferenţa reprezentînd pierderile prin conducţie, convenţie şi radiaţie.

În figura 1 — sînt reprezentate diagramele de variaţie a randamentului electric (1), termic (2)

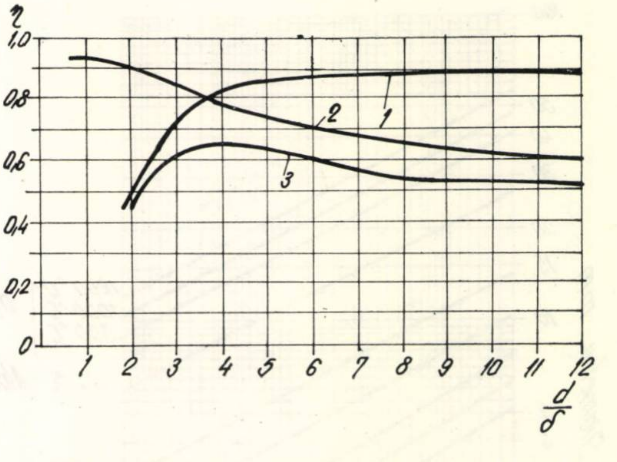


Fig. 1 — Randamentul electric (1), randamentul termic (2) şi randamentul global (3) al încălzirii reductive funcţie de raportul dintre diametrul semifabricatului şi adîncimea de prindere.

şi global (3) în funcţie de raportul dintre diametrul semifabricatului d şi adîncimea de pătrundere δ. Randamentul global prezintă un maxim pentru raportul : $d/\delta = 3{,}5$. Această valoare determină frecvenţa optimă pentru un semifabricat cu un diametru dat. Cum randamentul global al încălzirii variază puţin într-un interval

destul de larg, în jurul valorii $d/\delta=3,5$ şi avînd în vedere faptul că frecvenţele sînt normalizate, în practica încălzirii inductive se dau diametrele semifabricatelor a căror încălzire la frecvenţa considerată este eficientă.

Astfel în cazul semifabricatelor din oţel carbon se recomandă următoarea corespondenţă între frecvenţele normalizate (în gama frecvenţelor medii) şi diametrele semifabricatelor ce trebuie încălzite :

Frecvenţa (Hz)	*Diametre* (mm)
500	70...250
1000	50...180
2500	30...120
4000	22... 70
8000	15... 50
10000	12... 40

Avînd o frecvenţă dată, un material dat şi o temperatură finală indicată există un diametru minim sub care semifabricatul nu mai poate fi încălzit la temperatura prescrisă. În figura 2 se arată dependenţa acestui diametru minim de frecvenţă, pentru diferite materiale şi temperaturi finale.

Încălzirea prin inducţie poate fi foarte intensă dar pentru asigurarea încălzirii pătrunse şi evitarea supraîncălzirii superficiale ea trebuie efectuată într-un anumit timp. Căldura degajată în stratul superficial trebuie să pătrundă prin conductibilitate termică în miezul semifabricatului. Timpul necesar pentru obţinerea

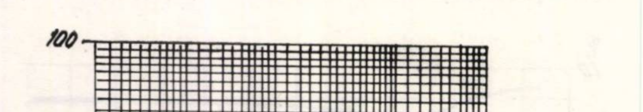


Fig. 2 — Diametrul minim al semifabricatului ce poate fi încălzit în funcţie de frecvenţă.

unei temperaturi practic uniforme depinde de frecvenţa curentului, de diametrul semifabricatului şi de conductibilitatea termică a materialului.

În figurile 3 şi 4 este prezentată interdependenţa dintre timpul minim de încălzire al semi-

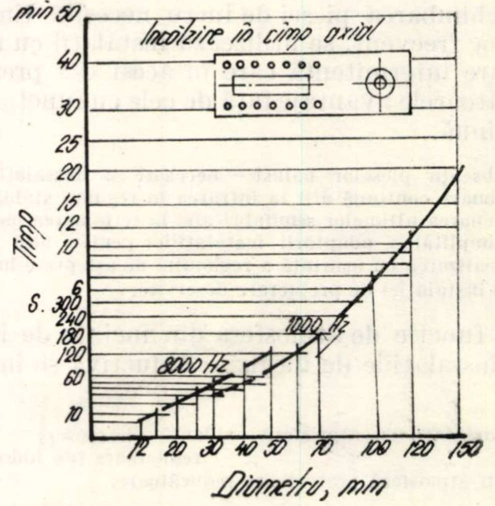


Fig. 3. — Timpul minim necesar încălzirii pătrunse a semifabricatelor cilindrice din oţel carbon în cîmp axial.

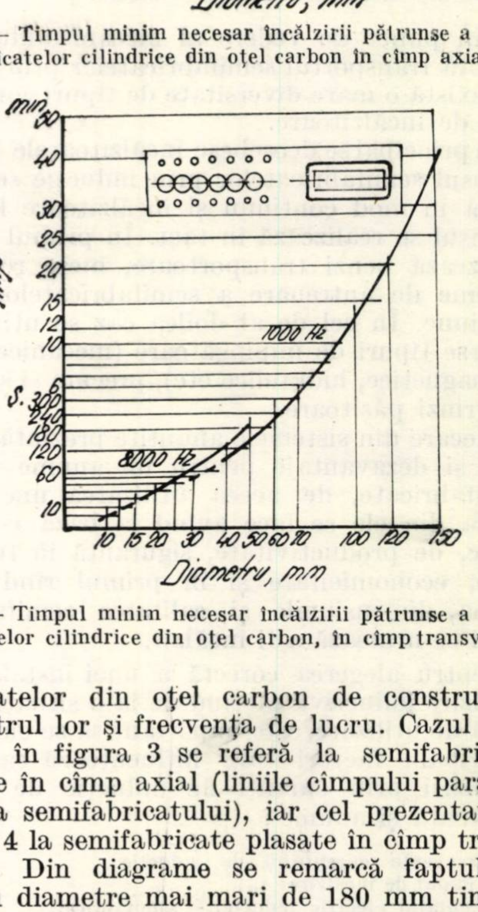


Fig. 4 — Timpul minim necesar încălzirii pătrunse a semifabricatelor cilindrice din oţel carbon, în cîmp transversal.

fabricatelor din oţel carbon de construcţie, diametrul lor şi frecvenţa de lucru. Cazul prezentat în figura 3 se referă la semifabricate plasate în cîmp axial (liniile cîmpului paralele cu axa semifabricatului), iar cel prezentat de figura 4 la semifabricate plasate în cîmp transversal. Din diagrame se remarcă faptul că pentru diametre mai mari de 180 mm timpul de încălzire este mare comparabil cu cel de la încălzirea în cuptoare. Pentru diametre mai mici rapiditatea încălzirii inductive este surprinzătoare (Ø 40—1 minut). Diagramele permit determinarea numărului de semifabricate ce trebuie încălzite simultan într-un inductor pentru asigurarea unei productivităţi impuse.

Cele menţionate pînă acum se referă la încălzirile normale, cu putere specifică constantă în timp (bobine inductoare avînd spire cu secţiune constantă şi pas constant). În ultimul timp de apreciere tot mai mare se bucură aşa numita „încălzire rapidă izotermă" prin inducţie. Regimul de încălzire rapidă asigură o foarte mare viteză de încălzire semifabricatelor, în anumite cazuri timpul de încălzire fiind de 2–3 ori mai mic decît la încălzirile inductive obişnuite.

În acest caz încălzirea se realizează în inductoare cu pas variabil (intensităţi diferite ale cîmpului electromagnetic pe unitatea de lungime). Legea de variaţie a pasului spirelor se determină pe baza calculului termic şi electric. În prima secţiune a inductorului suprafaţa piesei ajunge rapid la temperatura finală. În secţiunea următoare valoarea finală a temperaturii este menţinută constantă. În acest fel încălzirea metalului în profunzime se realizează la cel mai mare gradient de temperatură ceea ce asigură viteza maximă de desfăşurare a procesului.

Utilizarea încălzirii rapide prin inducţie deşi reclamă calcule mai laborioase, prezintă avantaje care o impun încălzirii obişnuite. În figura 5 este prezentată dependenţa temperatură-timp pentru piese din oţel de construcţie slab aliat în cazul încălzirii normale şi a încălzirii rapide. Scurtarea considerabilă a timpului de încălzire conduce la reducerea lungimii inductorului,

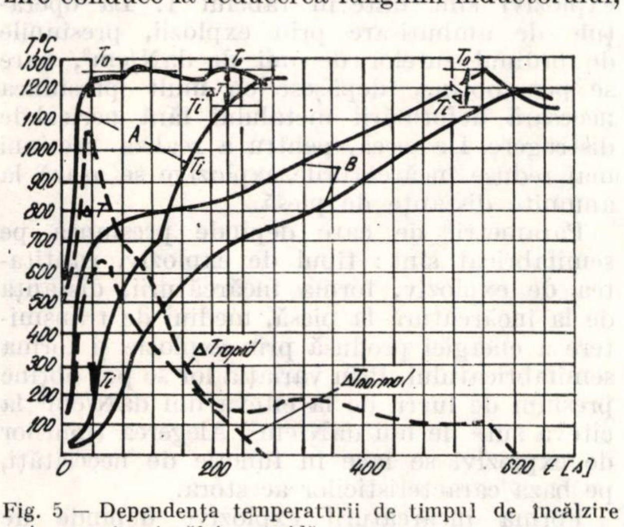


Fig. 5 – Dependenţa temperaturii de timpul de încălzire
A – pentru încălzire rapidă ;
B – pentru încălzire normală
1 – temperatura suprafeţei
2 – temperatura în axul piesei.

măreşte sensibil randamentul termic al încălzirii. Încălzirea rapidă este aplicabilă indiferent de frecvenţa de alimentare atît la instalaţiile de încălzire cu funcţionare continuă cît şi în cele cu funcţionare intermitentă.

În schiţa din figura 6 este prezentat schematic un inductor pentru încălzire rapidă. Inductorul a fost calculat pentru semifabricate cu secţiune patrată de 50 × 50 × 116 din oţel carbon

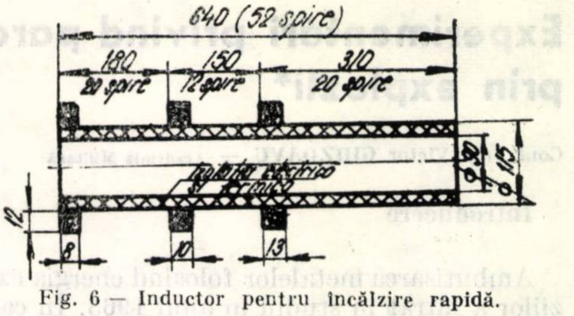


Fig. 6 – Inductor pentru încălzire rapidă.

(diametrul echivalent 56,5 mm). Principalele caracteristici tehnice :

– temperatura de încălzire . . 1200°C ;
– diferenţa de temperatură ;
suprafaţă – miez . . . . 50°C ;
– frecvenţa de lucru . . . . . . 2500 Hz
– tensiune la borne . . . . . . 700 V ;
– productivitate (pentru 100 kW) ;
– putere instalată în medie frecvenţă)
300 kg/oră ;
– dimensiuni – conform schiţei din figura 6.

Cuplajul electric între inductor şi piesa de încălzit reprezintă alt factor determinant al încălzirii inductive deoarece influenţează mult randamentul încălzirii, respectiv consumul de energie electrică pe kilogramul de metal încălzit. În figurile 7 a şi 7 b sînt prezentate diagramele de variaţie a randamentului încălzirii la

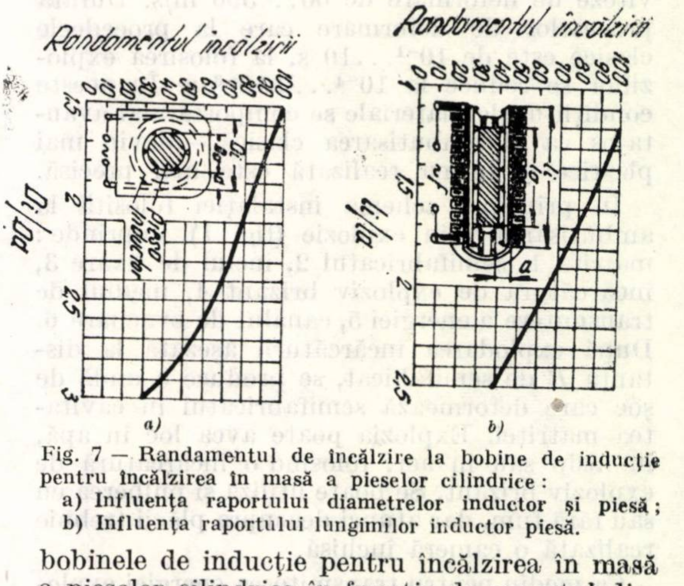


Fig. 7 – Randamentul de încălzire la bobine de inducţie pentru încălzirea în masă a pieselor cilindrice :
a) Influenţa raportului diametrelor inductor şi piesă ;
b) Influenţa raportului lungimilor inductor piesă.

bobinele de inducţie pentru încălzirea în masă a pieselor cilindrice în funcţie de raportul diametrelor piesă inductor şi al lungimilor piesă – inductor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Samov, A. N., Bodajcov, V. A.* ; Proectirovanie i explua-taţia visocoeastotnih ustanovoc. Maşinostroenie, 1974.
[2] *Sluhoţkii, A. E., Riskin, S. E.* : Inductori dlia inducţio-novo nogreva, Energhia, 1974.
[3] *Vazaca, C.* : Încălzirea prin inducţie în joasă şi înaltă frecvenţă, Editura Academiei R.S.R., 1965.
[4] *Allgauzen, A. P., Smeleanski, M. I., Sevţav, M. S.* : Instalaţii electrotermice industriale, Editura tehnică 1975.
[5] *Riskin, C. E., Şamov, A. N.* : Inducţionoi nogrevv cuznecinih i procatnih ţehah, „Trudi BNIITVC", 1963, vîp. 4.

CZ: 621. 985

Experimentări privind parametrii de lucru la ambutisarea prin explozii*

Conf. ing. Victor GHIZDAVU — Academia Militară

Introducere

Ambutisarea metalelor folosind energia exploziilor a intrat în studiu în anul 1963. În cadrul cercetărilor efectuate s-au ambutisat prin explozie (cu bune rezultate) plăci din oţel cu conţinut redus de carbon (OL 38, St. 3, OLK1), oţel aliat inoxidabil (13 NC 185 X), aluminiu (Al 99,5). Studiile s-au concretizat pînă în prezent prin stabilirea parametrilor procesului tehnologic de ambutisare prin explozie, prin obţinerea unor piese precum şi prin întocmirea proiectului tehnic în vederea realizării unei secţii pilot de prelucrări prin explozie.

Elementele procesului tehnologic

Comparativ cu presiunile de lucru de circa 200 MN/m² şi vitezele de deformare de 0,06... 12 m/s dezvoltate de utilaje clasice, la ambutisarea prin explozie asupra semifabricatului acţionează presiuni de cca 7000 MN/m² la viteze de deformare de 60...300 m/s. Durata proceselor de deformare care la procedeele clasice este de $10^{-1}...10$ s, la folosirea exploziilor se reduce la $10^{-4}...2.10^{-3}$ s. În aceste condiţii unele materiale se comportă mai avantajos ca la ambutisarea clasică — devin mai plastice şi forma realizată este mai precisă.

În principiu schema instalaţiei folosită la ambutisarea prin explozie (fig. 1), cuprinde: matriţa 1, semifabricatul 2, inelul de fixare 3, încărcătura de exploziv brizant 4, mediul de transmitere a energiei 5, canalul de evacuare 6. După explodarea încărcăturii aşezată la distanţa *R* de semifabicat, se produce o undă de şoc care deformează semifabricatul în cavitatea matriţei. Explozia poate avea loc în apă, în nisip sau în aer, folosind o încărcătură de exploziv brizant. Se poate utiliza şi pulberea cu sau fără fum, dar atunci deasupra plăcii trebuie realizată o cameră închisă.

Ca mediu pentru transmiterea energiei exploziei, apa prezintă cel mai mare interes practic, avînd un randament mai bun şi deformaţia realizată mai uniformă. În schimb sînt necesare bazine de lucru rezistente, sau recipiente din materiale ieftine, care se distrug.

Ambutisarea prin explozie, în nisip nu prezintă avantajele lucrului în apă, dar e mai uşor de realizat, deoarece nu necesită o instalaţie şi este convenabilă în special la execuţia prototipurilor.

Aerul transmite mai rău energia exploziei, dar simplifică instalaţia. De aceea este mai rar utilizat şi anume la piese mici, subţiri, din metale.

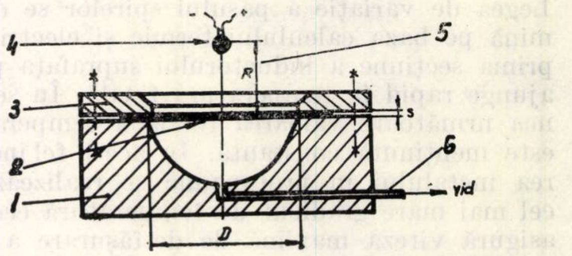


Fig. 1. — Schema de lucru la ambutisarea prin explozie.

Explozivul cel mai accesibil pentru încărcătură este trotilul, dar pot fi folosiţi şi alţi explozivi brizanţi caracterizaţi prin viteze de detonaţie pînă la 8400 ms^{-1} şi presiuni de detonaţie ce pot depăşi $5 \cdot 10^5$ daN/cm². Caracteristicile de detonaţie a celor mai cunoscuţi explozivi sînt date în tabelul 1. La operaţiile de ambutisare prin explozii, presiunile de ordinul sutelor de mii de daN/cm², care se pot obţine, depăşesc cu mult presiunea necesară deformării metalului fără pericol de distrugere. De aceea, pentru a realiza presiuni mai reduse încărcăturile explozive se aşază la anumite distanţe de piesă.

Parametrii de care depinde presiunea pe semifabricat sînt: tipul de exploziv, cantitatea de exploziv, forma încărcăturii, distanţa de la încărcătură la piesă, mediul de transmitere a energiei produsă prin explozie şi forma semifabricatului. Prin variaţia lor se pot obţine presiuni de lucru de la cîteva mii daN/cm² la cîteva sute de mii daN/cm². Alegerea tipurilor de explozivi se face în funcţie de necesităţi, pe baza caracteristicilor acestora.

Forma încărcăturii explozive depinde de mărimea şi de forma piesei şi se stabileşte prin încercări. Se utilizează încărcături de forme: sferice, inelare, cilindrice sau de alte profile.

Dimensiunile pieselor ambutisate pot depăşi diametre de 10 m şi grosimi de 25 mm, iar gama de materiale cuprinde în afara oţelurilor carbon: oţeluri înalt aliate refractare sau anticorozive, titan, beriliu, zirconiu, tantal, columbiu, duraluminiu, cupru, alame, bronz fosforos şi altele [5, 7, 11, 16].

În tabelul 2 sînt date cele mai întrebuinţate materiale pentru matriţe utilizate la ambuti-

* Material prezentat la simpozionul „Tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal”, 13—14 iunie 1977.

Tabelul 1

Caracteristicile de detonaţie ale unor explozivi [4,7,11]

Denumirea şi formula explozivului	Densitatea g cm^{-3}	Căldura de explozie cal g^{-1}	Gaze degajate cm^3 g^{-1}	Temp. de detonaţie °C	Pres. de detonaţie daNcm^{-2} x 10^3	Viteza de detonaţie ms^{-1}
Acid picric (melinită) $C_6H_6N_3O_7$	1,69	1000	675	3900	185	7500
Trotilul (TNT) $C_7H_5N_3O_6$	1,64	925	730	3900	192	7300
Tetrilul (CE) $C_7H_5N_5O_8$	1,65	1120	760	4400	200	7600
Hexogenul (Ciclonit, RDX, T_4) $C_3H_6N_6O_6$	1,70	1270	908	3400	340	8380
Pentrita (PETN, NP) $C_5H_8N_4O_{12}$	1,62	1485	790	5400	230	8100
Nitroceluloză 12,5% N	0,3	850	920	—	—	2630
13,5% N	1,2	970	880	—	—	7300
Nitroglicerină (NGL) $C_3H_5N_3O_9$	1,63	1486	715	4250	—	8500
Nitroguanidina $CH_3N_3O_2$	1,55	721	1077	—	—	7650
Hexolită 30/70	1,6	—	—	—	—	7240
T_4 + TNT 64/36	1,71	—	—	—	298	8010
77/23	1,74	—	—	—	319	8250
Pentolita 50/50 PETN+TNT	1,2	—	—	—	—	5510
60/40	1,0	—	—	—	—	5700
70/30	1,0	—	—	—	—	5605
Pentrita-parafină 90/10	1,25	—	—	—	—	6890

Tabelul 2

Materialele întrebuinţate la construcţia matriţelor pentru ambutisat prin explozie

Materialul matriţei	Domenii de întrebuinţare
Beton armat	Presiuni medii şi mari, serie mică
Fier moale	Presiuni înalte, serie mare
Beton căptuşit cu răşini epoxidice	Presiuni joase, piese mari, serie mică
Material plastic armat cu fibre de sticlă	Presiuni joase, piese mici şi puţine
Fontă turnată	Dimensiuni medii, presiuni mari, serie medie
Oţel turnat	Presiuni foarte mari, materiale rezistente, serie mare

sare prin explozii şi indicaţii pentru alegerea lor [11].

O problemă importantă este evacuarea aerului între piesă şi matriţă. Ea se realizează de la caz la caz, fie prevăzînd în matriţă orificii de evacuarea liberă a aerului, fie lăsînd canale pentru vidare, la un vid de cca 300 mm Hg. Etanşarea între semifabricat şi matriţă, necesară pentru vidarea cavităţii de lucru sau pentru a împiedica pătrunderea apei, atunci cînd aceasta constituie mediul exploziei, se poate face prin :

— inele de etanşare şi garnituri de cauciuc ;
— etanşarea porţiunilor semifabricatului în contact cu matriţa prin benzi, unsori, chituri ;
— dispunerea ansamblului semifabricat-matriţă într-o peliculă de etanşare din vinilin.

Ungerea matriţei, atunci cînd aceasta este necesar se limitează la lubrifianţi solizi (grafit), unsori consistente sau folie de P.V.C.

Pntru a evita ondularea, tabla este strînsă pe matriţă cu un inel de presare fixat prin elemente de îmbinare, mecanice sau cu dispozitive pneumatice.

Apa ca mediu pentru explozie este conţinută în recipiente de lucru care pot fi de două tipuri [7, 11] :

— recipiente permanente (bazine), care servesc la ambutisarea unui număr mai mare de piese ;
— recipiente nerecuperabile, folosite pentru o singură explozie cu care ocazie se distrug.

Pentru a nu atinge grosimi prea mari, pereţii recipientelor sînt protejaţi cu un strat amortizor. Cea mai bună amortizare se obţine folosind perdele de aer, efectul acestora fiind reducerea tensiunii circulare în virola bazinului cu cca 80%.

Amplasarea şi amenajarea locului de lucru se face în funcţie de mărimea pieselor şi de brizanţa explozivilor utilizaţi la ambutisare [5, 7, 11, 19].

Elemente de calcul

Problema de bază la ambutisarea prin explozie o constituie stabilirea unei relaţii între mărimea încărcăturii şi mărimea deformaţiei ce trebuie obţinută pe placă. În cazul unor solicitări statice o astfel de relaţie este relativ uşor de stabilit. În schimb, în condiţiile undei de şoc produsă de explozie trebuie să se ţină seamă pe de o parte de comportarea materialului la solicitări dinamice, pe de altă parte de mecanismul transmiterii energiei produse de explozie între cele două medii : mediul în care are loc explozia şi placa de metal.

La solicitări dinamice în care intervin viteze mari de deformaţie, curba $\sigma = f(\varepsilon)$ diferă simţitor de cea statică. Calculul mărimii încărcăturii se poate face plecînd de la energia necesară pentru ambutisare E_a şi cea produsă de explozie F_e, ţinînd seamă de un randament η_T. Se poate deci scrie :

$$E_a = \eta_T E_e \quad (1)$$

Pentru solicitări uniaxiale, lucrul mecanic specific de deformaţie este :

$$U = \int_0^{\varepsilon} \sigma d\varepsilon = \frac{K}{n+1} \cdot \varepsilon^{n+1} \quad (2)$$

unde σ şi ε sînt tensiunile şi deformaţiile reale.

Pentru a trece la starea de tensiune triaxială, admitem că deformaţiile sînt mici şi că nu avem modificări ale volumului specific al materialului. Ţinînd seama de teoria curgerii plastice a lui Saint-Venant, generalizînd relaţia (2), obţinem pentru starea de tensiune triaxială :

$$U = \frac{K}{n+1} \cdot \varepsilon_i^{n+1} \quad (3)$$

unde intensitatea deformaţiilor :

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (4)$$

Valorile lui n şi k pentru unele metale sînt date în tabelul 3.

Pe de altă parte, deformaţiile şi tensiunile diferă de la o zonă a piesei ambutisate la alta. În această situaţie se poate scrie expresia care dă pe E_a pentru întreaga piesă :

$$E_a = \sum_{i=1}^{m} U_j V_j + L_f \text{ (daJ)} \quad (5)$$

Tabelul 3

Valorile lui n şi k pentru cîteva metale

Nr. crt.	Metalul	n	K daN/mm²	Referinţe bibliografice
1	Oţel cu 0,05% C	0,26	53	11
2	Oţel cu 0,15% C	0,23	59	11
3	Oţel cu 0,20% C	0,21	81	11
4	Oţel cu 0,6% C−I	0,10	157	11
5	Oţel 1 H 18 N 9 T	0,29	118	7
6	Oţel $C_r + N_i$	0,15	64	6
7	Alamă 70/30	0,49	89,5	6
8	Cupru	0,54	32	6
9	Aliaj cu titan VT−1D	0,12	47	7
10	Aluminiu 2024 − O	0,25	40,7	7
11	Duraluminiu B−95 M	0,12	30,5	7
12	Duraluminiu D 16 Am	0,15	33	7

unde :

U_j — este lucrul mecanic consumat pentru deformarea unităţii de volum din zona j a piesei, daJ/cm³ ;
V_j — volumul de material cuprins în zona j a piesei, cm³ ;
L_f — lucrul mecanic de frecare între placă şi matriţă, daJ ;
j — numărul de ordine al zonei pe care se calculează U_j şi V_j $(j = 1 \ldots m)$.

Energia degajată pe un kilogram de exploziv E_{1e} se găseşte în tabelul cu explozivi sau poate fi calculată cu diferite formule empirice puse la dispoziţie de literatură [2, 6].

Energia undei de şoc nu este redată în întregime părţii din placă ce se deformează. Din energia undei incidente o parte este absorbită de aceasta, iar altă parte este reflectată. Pentru simplificarea calculului, vom face ipoteza că viteza undei de şoc nu depăşeşte viteza sunetului în apă. Eroarea astfel introdusă este neglijabilă la distanţe mari de încărcătură dar poate fi importantă în apropierea acesteia. În aceste condiţii se obţine expresia randamentului transmiterii :

$$\eta_1 = 1 - \left[\frac{\varphi}{2}(1 - e^{-\beta})\right]^2 \quad (6)$$

unde coeficientul de reflectare a energiei :

$$\varphi = \frac{\rho_c - \rho_0 \cdot C_o}{\rho_c + \rho_0 \cdot C_o} \quad (7)$$

şi raportul maselor în contact :

$$\beta = \frac{M}{m} = \frac{\rho_0 \cdot C_0 \cdot \theta}{\rho \cdot \delta} \quad (8)$$

unde :

M — masa coloanei de lichid cu secţiune unitară care izbeşte membrana, kg · m⁻² ;
m — masa plăcii pe unitatea de suprafaţă, kg · m⁻² ;
c_0 — viteza sunetului în mediu, m · s⁻² ;
c — viteza sunetului în metal, m · s⁻¹ ;
ρ_0 — densitatea mediului, kg m⁻³ ;
ρ — densitatea metalului, kg · m⁻³ ;
θ — caracteristica de amortizare a undei de şoc. s.
δ — distanţa între mase, m.

Pentru încărcătura sferică de trotil, caracteristica de amortizare se poate calcula cu relaţia :

$$Q = 10^{-4} G^{1/3} \left(\frac{R}{G^{1/3}}\right)^{0,24} \cdot s. \quad (9)$$

În cazul încărcăturii sferice, unda de şoc are o formă sferică, deci pe placă unda incidentă va aduce o cantitate de energie proporţională cu unghiul sferic de acoperire a încărcăturii. Aceasta se exprimă prin randamentul geometric :

$$\eta = \frac{1}{2}(1 - \cos Ø) \quad (10)$$

unde Ø este unghiul sferic cu vîrful în centrul încărcăturii acoperit de partea deformată din membrană.

Ţinînd seama de expresiile obţinute pentru cele două randamente deoarece $\eta = \eta_1 \cdot \eta_2$, se poate deci scrie egalitatea :

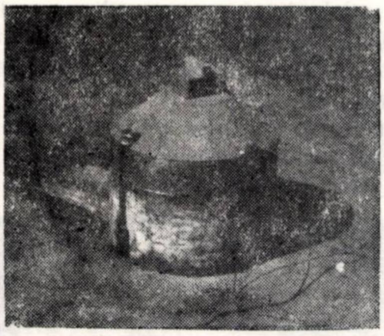
$$E_a = \eta_1 \eta_2 E_e \quad (11)$$

în care semnificaţia fiecărui factor este dată la relaţiile (8, 11 şi 15). Relaţia (16) permite să se calculeze cantitatea de exploziv necesară pentru ambutisarea piesei aflată la distanţa R de la încărcătură.

Cercetări experimentale

În cadrul experienţelor efectuate s-au ambutisat prin explozie calote sferice sau eliptice cu diametre de la 310 mm la 1500 şi diferite forme de piese ondulate sau nervurate. S-au folosit semifabricate din tablă cu grosimea de 0,75...10 mm, din oţel carbon (OL 37 St. 3; OLK_1), oţel inoxidabil (13 NC 185 X) sau din aluminiu (Al 99,5). S-au folosit încărcături de trotil de diferite forme, explodate electric sau pirotehnic, în aer, în nisip sau în apă.

În figura 2 este prezentată instalaţia de lucru folosită la ambutisarea prin explozii a



a)

b)

Fig. 2 — Instalaţia de lucru la ambutisarea prin explozie : a — în nisip ; b — în apă

unor calote cu diametrul de 310 mm pentru cele două variante de lucru : în nisip (a) şi în apă (b). Ultima variantă s-a realizat folosind pentru apă un recipient nerecuperabil. În ambele cazuri s-a folosit aceeaşi matriţă din OL 50, cu cavitatea eliptică avînd diametrul interior de 310 mm şi adîncimea de 116 mm, prevăzută cu inel de fixare şi şuruburi de strîngere. Pentru evacuarea aerului din cavitate în matriţă s-au executat găuri cu diametrul de 3 mm însumînd o secţiune totală de 260 mm².

Explozivul utilizat a fost trotilul presat în blocuri de 0,1 ; 0,3 şi 0,5 kg în cantitate şi aranjament corespunzător materialului şi grosimii semifabricatului, detonat electric. Semifabricatele din tablă cu grosimi de la 2...6 mm din OL 37, 13 XC 185 X şi Al 99,5 s-au tăiat la diametrul de 420 mm. În figura 3 sînt prezentate piesele realizate în condiţiile de mai sus.

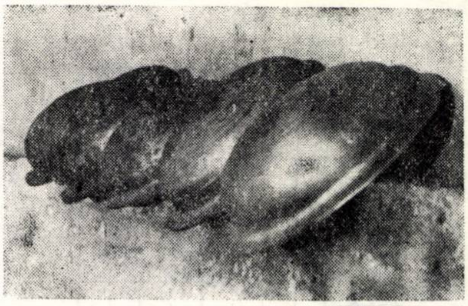


Fig. 3 — Piese ambutisate prin explozie

La alegerea corespunzătoare a parametrilor de lucru s-a obţinut piese cu formă corectă prezentînd profilul exterior din figura 4.

Pentru a putea stabili modul cum se deformează materialul s-a determinat cu ajutorul unor reţele de linii trasate pe semifabricat, deformaţia materialului după cele trei direcţii : radial (ε_r), circular (ε_c) şi pe grosime (ε_s). În figura 5 sînt prezentate curbele de variaţie cu raza, de la centru spre periferie a acestor trei deformaţii. Exploziile s-au efectuat în nisip, pentru grosimea de 4 mm a tablei, fiind necesare cantităţi de trotil în funcţie de mate-

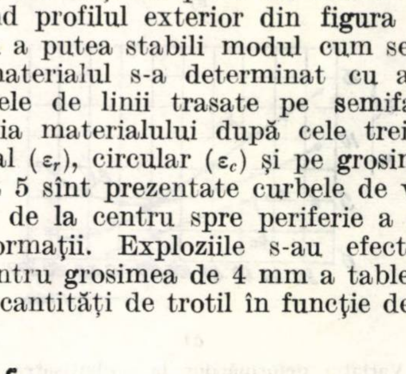


Fig. 4 — Profilul obţinut după ambutisarea prin explozie în nisip, pentru semfabricatul din OL 37 cu grosimea de 4 mm.

rial : 1,3 kg la OL 38, 1,1 kg la 13 NC 185 X şi 0,6 kg la Al 99,5.

În toate cele trei cazuri, deformaţiile maxime s-au obţinut în zona centrală a pieselor şi pe

porțiunea cilindrică. Deformațiile au fost însoțite de mărirea durităților materialelor care în centrul calotei au crescut față de cele inițiale

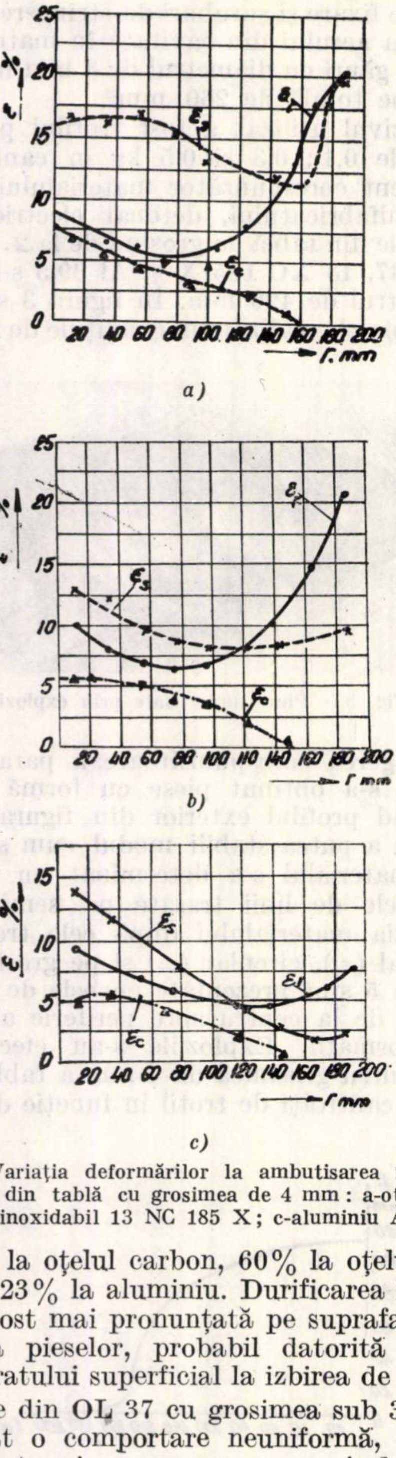


Fig. 5 — Variația deformărilor la ambutisarea în nisip a unor piese din tablă cu grosimea de 4 mm : a-oțel OL 37 ; b-oțel inoxidabil 13 NC 185 X ; c-aluminiu Al 99,5

cu 40% la oțelul carbon, 60% la oțelul inoxidabil și 23% la aluminiu. Durificarea materialului a fost mai pronunțată pe suprafața exterioară a pieselor, probabil datorită comprimării stratului superficial la izbirea de matriță.

Plăcile din OL 37 cu grosimea sub 3 mm, au prezentat o comportare neuniformă, care s-a manifestat prin numeroase cazuri de rupere la ambutisare. Ruperile, mai frecvente la ambutisare în două trepte succesive, fără tratament termic intermediar, s-au produs atît la mijlocul calotei cît și în vecinătatea razei de racordare a matriței. Cele cu grosimi peste 4 mm s-au comportat mai uniform, în mod constant obținîndu-se piese fără defecte.

La ambutisarea Al 99,5, încărcături prea mari sau prea aproape de placă au condus la perforarea materialului în centul calotei. Fenomenul se aplică prin efectul combinat al contrapresiunii aerului de sub placă, mai mare la materialele moi care se deformează cu viteze mai mari și al fazei negative a presiunii care succede exploziei.

Structural, la oțelul carbon și la aluminiu nu au apărut modificări deosebite de cele întîlnite la ambutisarea clasică la rece. În schimb, la oțelul inoxidabil deformațiile dinamice și ecruisajul produs la ambutisare de șocul exploziei sînt însoțite și de unele modificări structurale. La deformații mai mici apar benzi Neumann, care cresc ca număr cu creșterea deformației pînă cînd reducerea de grosime atinge 30%. Cu creșterea deformațiilor se constată formarea maclelor.

Prezența ecruisajului și a modificărilor structurale în piese, reduce rezistența la coroziune a acestora. De aceea piesele care vor lucra în medii corozive, sau la presiune, se recomandă să fie tratate termic după ambutisare. Eventualele deformații ale pieselor, care apar la tratament termic, pot fi îndepărtate printr-o calibrare prin explozie în matriță, fără tratament termic ulterior. În general ecruisajul și modificările structurale care apar la piesele ambutisate prin explozie sînt mai reduse ca la ambutisare clasică la rece, pentru grade egale de deformare, deci și inconvenientele legate de acestea sînt mai reduse.

Prin ambutisarea unor piese mai mari exploziile s-au efectuat numai în nisip, dispozitivul de lucru fiind cel prezentat în figura 6. S-au

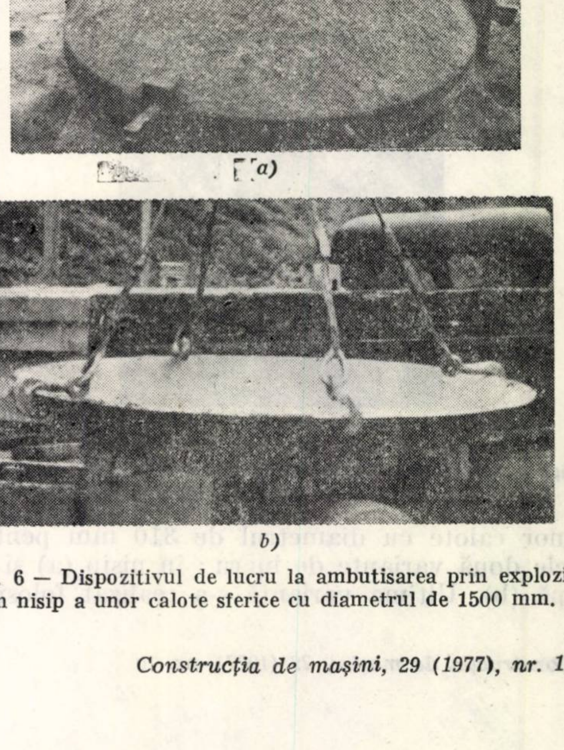


Fig. 6 — Dispozitivul de lucru la ambutisarea prin explozie în nisip a unor calote sferice cu diametrul de 1500 mm.

folosit matrițe inelare (fără fund) cu inele de presare din OT 45 fixate prin pene. Matrițele s-au uns în zona de contact cu semifabricatul, cu unsori consistente. Evacuarea aerului s-a asigurat prin canale practicate pe sol.

În figura 6 este dată schema de lucru pentru ambutisarea unei plăci din OL 37 cu grosimea de 10 mm. Semifabricatul s-a tăiat la diametrul de 1800 mm. Matrița din OL 50 avea diametrul interior de 1500 mm și raza umărului de tragere de 15 mm.

Încărcătura explozivă formată din calupuri de trotil de 0,5 kg a fost așezată în nisip la distanța de 450 mm de placă pe un cerc cu diametrul 400 mm. Detonarea s-a făcut electric din trei puncte la 120°. S-au încercat două variante de lucru : prima-ambutisare în două trepte folosind două explozii succesive cu încărcături de cîte 3 kg trotil, a doua cu o singură încărcătură de 6 kg.

În figura 7 sînt trasate profilele obținute după prima încărcătură de 3 kg (1), după a doua încărcătură de 3 kg (2) și la folosirea unei singure încărcături de 6 kg trotil (3). Se remarcă faptul că la aceeași cantitate de exploziv, deformația este mai mare dacă ambutisarea s-a efectuat într-o singură treaptă.

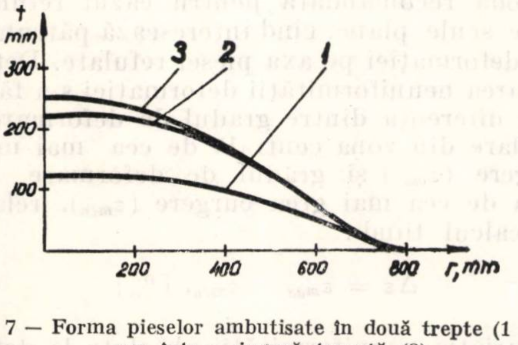


Fig. 7 — Forma pieselor ambutisate în două trepte (1 și 2) sau într-o singură treaptă (3).

După ambutisare la piese cu adîncimea $f = 265$ mm (curba 3) subțierea maximă a atins 10% în centru unde și duritatea a crescut cca 30%.

Concluzii

●În lucrare sînt expuse rezultatele obținute la ambutisarea prin explozie. S-au ambutisat piese în formă de calotă, cu diametre între 310 mm și 1500 mm grosimi ale tablei între 2 și 10 mm din oțeluri carbon, oțel inoxidabil și aluminiu Al 99,5.

●S-a urmărit comportarea materialului ambutisat și influența asupra formei pieselor realizate ca principalilor parametrii de lucru : mărimea, forma și poziția încărcăturii explozive, mediul de lucru, construcția matrițelor, forma semifabricatului.

●Materialele ambutisate au fost supuse unor încercări și măsurări rezultatele obținute fiind date în lucrare. S-a constatat că piesele prezintă deformări mai accentuate în centrul calotei și pe porțiunea marginală. Prin alegerea rațională a parametrilor de lucru, acestea pot fi menținute în limite admisibile.

●Pe baza analizei fenomenelor care stau la baza solicitării metalelor prin unde de șoc și a mecanismului transmiterii energiei exploziei, se propune o metodă de calcul a încărcăturii care ia în considerare bilanțul energiilor ce intervin în proces.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Agricola, K. R.* : Die concepts for explosive forming of large components. In : The tool and manufacturing engineer, march, 1968.

[2] *Andrezejwvki, H.* : Rozpeczanie rur przy zastosowaniu materialow wybuchowych. In : Przeglad Mechamczny, 28, nr. 22, 1969.

[3] *Armini, E. ș.a.* : High velocity sheet forming. In : Engineering Materials an Design, 11, nr. 2 (febr.), 1968.

[4] *Cook, J. H.* : Working of metals by detonating explosives. In : Sheet Metall Industries, 37, nr. 396 (apr.), 1960.

[5] *Cristescu, N.*, Dynamic plasticity. North-Holland publishing company, Amsterdam, 1967.

[6] *Gentsch, G.* : Hochleistungumformung. Düsseldorf, 1962. In : Zeitschrift fur Metallkunde, B. 55, H. 12, 1964.

[7] *Ghizdavu, V.* : Prelucrarea metalelor cu puteri și viteze mari. Editura tehnică, București, 1967.

[8] *Memilz, P.* : Das Explosionsumformen von Blecken. In : V. D. I. Zeitschrift, 106/1964, Heft 24.

[9] *Odor, L.* : Three ways to form sheet metal with high explosives. In : SAE Journal, 73, nr. 6 (june) 1965.

[10] *Remmersvaal, J. L., Coes, P. J. M.* : Certains aspects de formage par charges explosives. In : Microtechnic, vol. XV, nr. 3, 1968.

[11] *Rinehart, J. S., Pearson, J.* : Explosive Working of metals. New York, 1963.

[12] *Sandford, J. E.* : High velocity takes off again. In : Iron age, nr. 6 (march), 1969.

[13] *Schimdtmann, E.* : Modellversuche zum Explosionsumformen dunner Blecke. In : Archiv Eisenhuttenwesens, 36, nr. 5 (mai), 1965.

[14] *Tardif, H. P.* : Forming cones by metal gahering. In : Metal Progres 676, nr. 3, 1959.

[15] *Thomas, H.* : Some fundamentals of explosive forming. In : Metall Industries, 100, nr. 3 (19 ian.), 1962.

[16] *Verbraak, C. A.* : Materialverhalten bei Hochgeschwindigkeitsunformung. In : Zeitschrift fur Metallkunde, B. 55, H. 12, 1964.

[17] *Walkenbach, Th.* : Das Wasserschlagverfahren, In : Maschinenban nr. 1, (ian.), 1965.

CZ: 621.746.77: 669.16

Experimentări privind influenţa vitezei de deformare asupra neuniformităţii deformaţiei la cald a unor oţeluri carbon

Dr. ing. Ion MĂLUREANU — Institutul Politehnic Iaşi

Prelucrarea prin deformare plastică la cald, provoacă fenomene complexe în procesul de curgere a metalului, fenomene care conduc la o distribuţie neuniformă a deformaţiei pe volumul piesei prelucrate, neuniformitate care în anumite cazuri poate da naştere la tensiuni interne, microfisuri sau fisuri. Reuşita calitativă a piesei prelucrate, pe un material dat, va fi atinsă în condiţia în care deformaţia se propagă cît mai uniform în masa piesei, reuşită în strînsă interdependenţă cu factorii de influenţă ai procesului tehnologic de prelucrare, cum sînt : temperatura de lucru, gradul de deformare, viteza de deformaţie, starea de tensiuni, frecarea piesă-sculă şi factorul geometric dimensional, etc.

Caracterizarea distribuţiei deformaţiei în corpul piesei, se exprimă cel mai adesea în literatura de specialitate prin neuniformitatea deformaţiei. Dacă se ia în considerare şi zona de referinţă din masa metalului se deosebesc trei genuri caracteristice de neuniformitate a deformaţiei [1, 2, 3] :

— neuniformitatea deformaţiei intracristaline sau submicroscopică, de ordinul trei ;

— neuniformitatea deformaţiei pe volumul unei grupe de grăunţi cristalini, sau microscopică, de ordinul doi ;

— neuniformitatea deformaţiei între diferitele părţi din masa piesei, sau macroscopică, de ordinul unu.

Cu alte cuvinte, cauza neuniformităţii deformaţiei de ordinul trei o constituie anizotropia cristalului, de-a lungul planelor de alunecare luînd naştere tensiuni interne de ordinul trei ; neuniformitatea deformaţiei de ordinul doi, are drept cauză caracterul arbitrar al orientării cristaliţilor în policristal în raport cu direcţia forţei exterioare de acţionare, care conduce la tensiuni de ordinul doi pe graniţele grăunţilor cristalini ; iar neuniformitatea deformaţiei de ordinul unu, generatoare a tensiunilor interne de acelaş ordin, are drept cauză neomogenitatea chimică a materialului, încălzirea neuniformă, formarea zonelor greu deformabile ca urmare a existenţei frecării de contact şi acţiunii de răcire a metalului în contact cu sculele.

Cunoaşterea neuniformităţii deformaţiei este importantă prin efectele ei asupra deformabilităţii metalului :

— creează tensiuni suplimentare în corpul deformat (de ordinul 1, 2, 3), care pot cauza micro şi macrofisuri ;

— micşorează plasticitatea metalului pe volum ;

— provoacă în metal o ecruisare accentuată, ceea ce duce la creşterea rezistenţei la deformare.

În baza raţionamentului teoretic de mai sus, în studiu s-a luat variaţia neuniformităţii macroscopice a deformaţiei, care presupune în mod implicit existenţa celorlalte tipuri de neuniformitate (de ordinul 2 şi 3), exprimată prin valoarea absolută a neuniformităţii deformaţiei.

S-au studiat două mărci de oţel carbon de calitate (OLC 10, OLC 45, STAS 880—66), pe epruvete cilindrice de diametru 12 mm şi înălţime de 18 mm, epruvetele fiind de tipul cu şurub M4, implantat excentric, metodă recomandată pentru cazul refulării între scule plane, cînd interesează pătrunderea deformaţiei pe axa piesei refulate. Determinarea neuniformităţii deformaţiei s-a făcut prin diferenţa dintre gradul de deformare la refulare din zona centrală de cea mai mare curgere (ε_{max}) şi gradul de deformare din zona de cea mai grea curgere (ε_{min}), relaţia de calcul fiind :

$$\Delta\varepsilon = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}, \ [\%] \qquad (1)$$

Variaţia neuniformităţii absolute la deformare, relaţia (1), pentru cele două oţeluri studiate, s-a experimentat în condiţii diferite de temperatură şi viteză de deformaţie, factori principali de influenţă ai regimului de deformare, gradul deformării fiind constant (50%), iar restul condiţiilor fiind considerate identice (frecare, stare tensională, factor geometric dimensional, etc.) Încercările au fost efectuate la cald, în condiţii neizoterme, fără ungere, încălzirea fiind efectuată în cuptor electric cu control automat al temperaturii. Ca utilaje de deformare s-au folosit, o presă hidraulică de 30 tf pentru viteză mică de deformaţie, şi o instalaţie dinamică cu explozie de butan-oxigen, construită de autor [4].

Pentru a prinde sub forma unui model matematic dependenţa funcţională a neuniformităţii deformaţiei de cei doi parametri studiaţi (temperatură şi viteză de deformaţie), experienţele au fost planificate după metoda programelor compuse, centrale, rotabile, pentru $k = 2$ din lucrarea [5]. Conform acestei metode, modul de variaţie reală şi codificată a parametrilor se vede în tabelul nr. 1.

Tabelul 1

Parametru	COD				
	−1,414	−1	0	+1	+1,414
Temperatura T [°C]	900	930	1000	1070	1100
Viteza de deformaţie, $\dot{\varepsilon}$ [s^{-1}]	0,3	$0,9 \cdot 10^3$	$1,6 \cdot 10^3$	$2,5 \cdot 10^3$	$3,5 \cdot 10^3$

Obs. — Prin $\dot{\varepsilon}$, viteză de deformaţie, se înţelege variaţia gradului de deformare (ε) în unitatea de timp.

Matricea planificării experienţelor, cu rezultatele experimentale pentru neuniformitatea absolută a deformaţiei ($\Delta\varepsilon_{OLC\,10}$, $\Delta\varepsilon_{OLC\,45}$), pentru cele două oţeluri cercetate, se dă în tabelul 2.

Tabelul 2

Nr.	Codificat		Real	
	T	$\dot{\varepsilon}$	$\Delta\varepsilon_{OLC\,10}$	$\Delta\varepsilon_{OLC\,45}$
1	−1	−1	61,1	62,2
2	1	−1	54,2	54,8
3	−1	1	59,3	60,0
4	1	1	52,1	52,8
5	−1,414	0	56,1	56,8
6	1,414	0	52,3	53,2
7	0	−1,414	63,5	65,1
8	0	1,414	54,2	48,3
9	0	0	54,1	55,0
10	0	0	54,0	54,9
11	0	0	54,5	55,1
12	0	0	53,9	55,3
13	0	0	54,0	54,8

În urma prelucrării datelor experimentale din tabelul 2, s-au obţinut următoarele expresii matematice ale dependenţei neuniformităţii deformaţiei de factorii analizaţi :

$$\Delta\varepsilon_{OLC\,10} = 54,04 - 2,434\,T - 2,131\dot{\varepsilon} + 2,412\dot{\varepsilon}^2 \qquad (2)$$

$$\Delta\varepsilon_{OLC\,45} = 55,02 - 2,561\,T - 3,494\dot{\varepsilon} + 0,390\,T^2 + 1,240\dot{\varepsilon}^2 \qquad (3)$$

Pentru o analiză mai clară, în figura 1 şi figura 2 se reprezintă grafic în mod corespunzător ecuaţiile (3) şi (4), respectiv neuniformitatea la deformare a celor două oţeluri studiate, ca funcţie de temperatură şi viteza de deformaţie.

După forma curbelor trasate pe cele două diagrame din figura 1 şi figura 2, se observă că pentru ambele oţeluri studiate, la toate vitezele de încercare, atît la viteză mică, cît şi la viteză mare, odată cu creşterea temperaturii, neuniformitatea deformaţiei de ordinul unu scade în mod continuu, fenomen legat mai ales de reducerea zonelor de curgere dificilă în favoarea zonei centrale de cea mai uşoară curgere a piesei refulate, şi de anihilarea acţiunii de răcire a metalului cald în contact cu sculele de deformare, odată cu creşterea temperaturii. La aceasta mai contribuie de asemenea şi scăderea coeficientului de frecare piesă-sculă la temperaturi înalte de deformare.

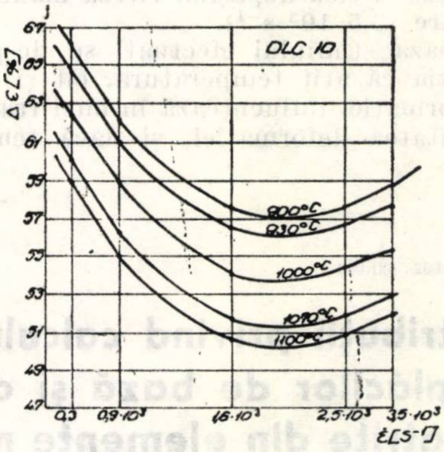


Fig. 1 — Dependenţa neuniformităţii deformaţiei macro a oţelului OLC 10, de temperatură şi viteză de deformaţie.

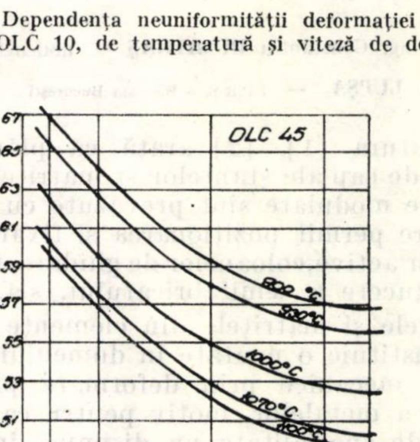


Fig. 2 — Dependenţa neuniformităţii deformaţiei macro a oţelului OLC 45, de temperatură şi viteza de deformaţie.

Privind variaţia neuniformităţii deformaţiei în funcţie de viteza de deformaţie, la diverse temperaturi, fiecare temperatură fiind menţinută constantă pentru întreaga gamă a vitezelor încercate, din aceleaşi diagrame se constată că odată cu creşterea vitezei de deformaţie, intensitatea descreşterii neuniformităţii deformaţiei scade în mod continuu, manifestîndu-se totodată apariţia unei viteze critice, după care neuniformitatea deformaţiei începe să crească din nou cu creşterea

vitezei de deformaţie. Acest fenomen este probabil legat de caracterul transmiterii undei de şoc, la viteze mari de deformaţie în corpuri plastice, cunoscut fiind că deformaţiile plastice se propagă mult mai greu decît cele elastice.

Totodată viteza critică, respectiv de minim a funcţiei $\Delta\varepsilon(\dot{\varepsilon})_{T=ct.}$, observînd comparativ diagramele pentru cele două oţeluri, are tendinţă de deplasare către viteze mai mari odată cu creşterea procentului de carbon în oţelul carbon de calitate, pentru oţelul OLC 45, viteza critică depăşind viteza maximă de încercare $(3{,}5.10^3.s^{-1})$.

Pe baza studiului efectuat, se desprinde concluzia că atît temperatura, cît şi viteza de deformaţie, influenţează în mod real neuniformitatea deformaţiei, şi dacă temperatura este un factor total pozitiv, din punct de vedere al vitezei de deformaţie, se impune testarea metalului în funcţie şi de destinaţia piesei de executat, determinîndu-se după caz viteza optimă de deformaţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Gubkin, S. I.*: Deformarea plastică a metalelor, vol. I, II, Metalurghizdat, Moskva, 1960.

[2] *Slesar, M.*: Neuniformitatea deformaţiei plastice la sarcini statice şi dinamice ale oţelurilor moi, Kovove Materialy, RSC, 7, nr. 3, 1969, pg. 254–276.

[3] *Ohrimenko, M. Ia., Tiurin, A. V.*: Neuniformitatea deformaţiei prin forjare – Izd. Maşinostroenie, Moskva, 1969.

[4] *Malureanu, I.*: In Rev. Construcţia de maşini, RSR, nr. 12, 1975, pg. 610–616.

[5] *Mihail, R.*: Introducere în strategia experimentală cu aplicaţii din tehnologia chimică, Ed. St. şi Enciclopedică Bucureşti, 1976.

CZ : 621.983.32 : 621.983

Contribuţii privind calculul modulului canalelor „T" ale plăcilor de bază şi de cap în construcţia de ştanţe şi matriţe din elemente modulate

Conf. dr. ing. Constantin **DUMITRAŞ** — Institutul politehnic Bucureşti

Ing. Doru **LUPŞA** — I.P.R.S. – Băneasa Bucureşti

Literatura [1], [2] arată că plăcile de bază şi de cap ale ştanţelor şi matriţelor din elemente modulate sînt prevăzute cu canale „T" care permit poziţionarea şi fixarea elementelor active, coloanelor de ghidare, riglelor de conducere a semifabricatului, ş.a.

Ştanţele şi matriţele din elemente modulate constituie o noutate în domeniul prelucrărilor mecanice prin deformare plastică, la rece, a metalelor, motiv pentru care literatura de specialitate nu dispune, încă, de date suficiente referitoare la calculul şi construcţia acestor tipuri de scule.

Cercetările [3] arată că, din punct de vedere geometric, plăcile de bază şi de cap ale ştanţelor şi matriţelor, din elemente modulate, pot căpăta forme pătrate sau dreptunghiulare (fig. 1), circulare (fig. 2), sau elipsoidale (fig. 3), forme care sînt impuse de tehnologia de fabricaţie a piesei şi tipul constructiv al sculei folosite.

În cazul plăcilor de formă dreptunghiulară, canalele „T" sînt orientate după direcţii rectangulare (fig. 1), iar distanţa dintre două canale succesive, notată cu m, depinde de mărimea forţei de lucru necesară pentru deformarea plastică, la rece, a materialului prelucrat, rezistenţa la compresiune a materialului, din care este confecţionată placa, lăţimea *b* a canalelor „*T*" şi de numărul canalelor „*T*" (n_x) dispuse după axa ox şi respectiv

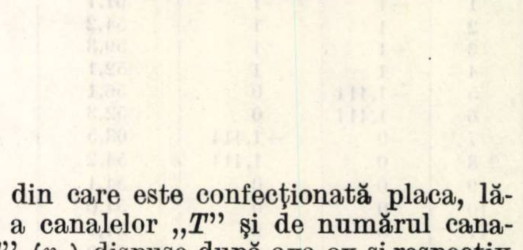


Fig. 1

(n_y) dispuse după axa *oy*. Distanţa dintre două canale „*T*" succesive sau modulul (*m*) se determină cu ajutorul relaţiei :

$$\sigma_{ac} = \frac{F}{A_{ef}} \left[\frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}\right] \quad (1)$$

în care ;

$$A_{ef} = (n_x+1)(n_y+1)\,m^2 - 2b(n_x+1)(n_y+1)m + (n_x+1)(n_y+1)b^2 \quad (2)$$

Prin introducerea expresiei (2) în relaţia (1) şi egalarea acesteia cu zero, se obţine:

$$(n_x + 1)(n_y + 1)m^2 - 2b(n_x + 1)(n_y + 1)m +$$

$$(n_x + 1)(n_y + 1)b^2 - \frac{F}{\sigma_{ac}} = 0 \quad (3)$$

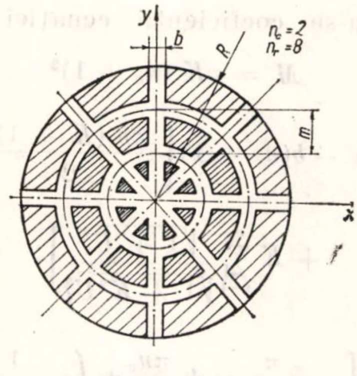


Fig. 2

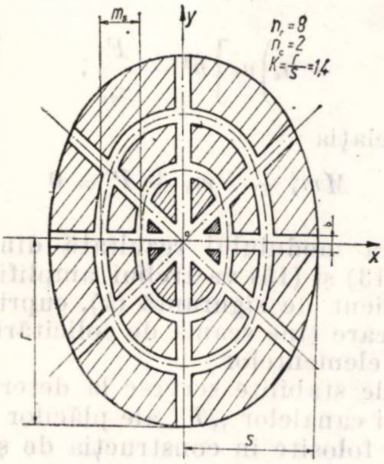


Fig. 3

Relaţia (3) poate fi pusă sub forma:

$$Am^2 + Bm + C = 0 \quad (4)$$

unde;

$$A = (n_x + 1)(n_y + 1)$$

$$B = -2b(n_x + 1)(n_y + 1)$$

$$C = (n_x + 1)(n_y + 1)b^2 - \frac{F}{\sigma_{ac}}$$

m_x – reprezintă distanţa dintre două canale ,,*T*'' succesive sau nodulul [mm]
F – forţa care solicită placa [daN]
n_x – numărul de canale ,,*T*'' dispuse după direcţia *ox* (fig. 1)
n_y – numărul de canale ,,*T*'' dispuse după direcţia *oy* (fig. 1)
b – lăţimea canalului ,,*T*''
σ_{ac} – rezistenţa admisibilă la compresiune $\left[\frac{daN}{mm^2}\right]$

Din ecuaţia (4) rezultă că valorile reale ale modulului (m) sînt date de expresia:

$$m = \pm \sqrt{\frac{F}{(n_x + 1)(n_y + 1)\sigma_{ac}}} + b \text{ [mm]} \quad (5)$$

Deoarece, în cazul plăcilor de bază şi de capăt, de formă patrată, $n_x = n_y = n$, rezultă că distanţa dintre două canale ,,T'' succesive sau modulul (m) este dată de expresia:

$$m = \pm \frac{1}{n+1}\sqrt{\frac{F}{\sigma_{ac}}} + b \text{ [mm]} \quad (6)$$

În relaţiile (5) şi (6), semnul minus se exclude deoarece, în cazul de faţă este lipsit de sens fizic.

Deoarece în practică se folosesc şi plăci de bază şi de cap de formă circulară (fig. 2) prevăzute cu canale ,,*T*'' dispuse pe direcţie radială şi circulară, rezultă că este necesar a se determina expresia de calcul al modulului ,,*m*''. În acest caz, se consideră că pe direcţia radială canalele ,,*T*'' sînt dispuse după diametre care formează cu axa *ox* unghiuri echidistante de 45 grade, iar după direcţia circulară acestea sînt dispuse echidistant faţă de centrul *O*, avînd ca mărime *m*. După cum rezultă din figura 2, suprafaţa efectivă de rezistenţa mecanică la acţiunea forţei de deformare plastică care acţionează asupra ştanţei sau matriţei, în timpul lucrului, are ca expresie:

$$A_{ef} = A_t - (A_1 + A_2 + A_3) \text{ [mm}^2\text{]} \quad (7)$$

în care:

$$A_t = \pi R^2 \quad \text{[mm}^2\text{]} \quad (8)$$

$$A_1 = \frac{2b^2}{\operatorname{tg}\frac{180^0}{n_r}} \quad \text{[mm}^2\text{]} \quad (9)$$

$$A_2 = \frac{n}{3} b\left(\sqrt{R^2 - \frac{b^2}{4}} + 2R\right) - n_r n_c b^2 \text{ [mm}^2\text{]} \quad (10)$$

$$A_3 = 2\pi m L \sum_{i=1}^{i=n} n_{ci} \quad \text{[mm}^2\text{]} \quad (11)$$

În expresiile acestea, avem:

R – reprezintă raza plăcii circulare;
b – lăţimea canalului ,,*T*'' conform STAS;
n_r – numărul de canale ,,*T*'' după direcţie radială;
n_c – numărul de canale ,,*T*'' după direcţie circulară;
L – raza medie a canalelor circulare.

Plecînd-se de la relația :

$$A_t - (A_1 + A_2 + A_3) - \frac{F}{\sigma_{ac}} = 0 \quad (12)$$

în care prin înlocuirea expresiilor corespunzătoare rezultă :

$$m^2(n_c + 1)^2\pi + m\left\{-b\left[(n_c + 1)(\pi + n_r) + 2\pi\sum_{i=1}^{i=n} n_{ci}\right]\right\} + \left\{b^2\left[\frac{\pi}{4} + n_r\left(\frac{1}{2} + n_c\right) + \frac{1}{\operatorname{tg}\frac{180^0}{n_r}}\left(\frac{n_r}{2} - 2\right)\right]\right\} - \frac{F}{\sigma_{ac}} = 0 \quad (13)$$

Această relație capătă expresia :

$$Am^2 + Bm + C = 0 \quad (14)$$

atunci cînd se admite că :

$$A = \pi(n_c + 1)^2$$

$$B = -b\left[(n_c + 1)(\pi + n_r) + 2\pi\sum_{i=1}^{i=n} n_{ci}\right]$$

$$P = b^2\left[\frac{\pi}{4} + n_r\left(\frac{1}{2} + n_c\right) + \frac{1}{\operatorname{tg}\frac{180^0}{n_r}}\left(\frac{n_r}{2} - 2\right)\right] - \frac{F}{\sigma_{ac}}$$

În cazul plăcilor de formă elipsoidală (fig. 3), ecuația pentru determinarea modulului (m) se deduce plecînd-se de la relația :

$$\pi K(n_c + 1)^2 m_s^2 - b(n_c + 1)\left[\frac{\pi n_c(K + 1)}{2} + K\sum_{i=1}^{n_r}\frac{\sqrt{1 + U_i^2}}{\sqrt{1 + K^2U_i^2}}\right]m_s - \left[\frac{\pi}{4\sin^2\frac{180^0}{n_r}} + \frac{\pi n_c}{2} + \left(\frac{1}{2\operatorname{tg}\frac{180^0}{n_r}} - n_c\right)n_r\right]b^2 - \frac{F}{\sigma_{ac}} = 0 \quad (15)$$

obținută pe baza unui raționament similar cu acela făcut în cazul plăcilor circulare, în care :

m_s — valoarea modulului pe direcția semiaxei mici a elipsei ;
K — raportul dintre semiaxa mare a elipsei (r) și semiaxa mică a elipsei (s) ; $K = \frac{r}{s}$
U — valoarea tangentei unghiului făcut de canalele radiale și axa ox.

Notîndu-se coeficienții ecuației (8) cu :

$$M = \pi K (n_c + 1)^2$$

$$N = -b(n_c + 1)\left[\frac{\pi n_c(K + 1)}{2} + K\sum_{i=1}^{n_r}\frac{\sqrt{1 + U_i^2}}{\sqrt{1 + K^2U_i^2}}\right];$$

$$P = \left[\frac{\pi}{4\sin^2\frac{180^0}{n_r}} + \frac{\pi n_c}{2} + \left(\frac{1}{2\operatorname{tg}\frac{180^0}{n_r}} - n_c\right)n_r\right]b^2 - \frac{F}{\sigma_{ac}};$$

rezultă relația :

$$Mm_s^2 + Nm_s + P = 0 \quad (16)$$

Valoarea modulului rezultată din relația (5), (6), (13) și (15) va trebui amplificată cu un coeficient de siguranță (k), cuprins între 1,5 și 2, care ține seama de solicitările dinamice ale elementelor.

Ecuațiile stabilite servesc la determinarea modulului canalelor ,,T'' ale plăcilor de bază și de cap folosite în construcția de ștanțe și matrițe din elemente modulate și pun bazele teoretice privind calculul de rezistență în domeniul respectiv.

Cunoscîndu-se mărimea modulului m, se poate exprima relația pentru determinarea dimensiunilor de gabarit a plăcilor de bază și de cap, folosite în construcția de ștanțe și matrițe modulate, după cum urmează :

— pentru plăci de formă dreptunghiulară :

$$\begin{cases} L_x = (n_x + 1)\, m & [\text{mm}] \\ L_y = (n_y + 1)\, m & [\text{mm}] \end{cases} \quad (17)$$

— pentru plăci de formă patrată :

$$L_x = L_y = (n + 1)\, m_{ef} \quad [\text{mm}] \quad (18)$$

deoarece $n_x + n_y = n$

— pentru plăci de formă cilindrică :

$$D = 2m(n_c + 1) - \frac{b}{2} \quad [\text{mm}] \quad (19)$$

— pentru plăci de formă eliptică :

$$\begin{cases} L_x = 2a + m_s(n_c + 1) - \dfrac{b}{2} \text{ [mm]} \\ \\ L_y = 2m\,(n_c + 1) - \dfrac{b}{2}, \quad \text{[mm]} \end{cases} \tag{20}$$

unde a reprezintă distanța focală a elipsei.

De reținut că, dimensiunile plăcilor de bază și de cap, astfel determinate trebuie să țină seama de mărimea modulului (m) și numărul de canale ,,T'' care, la rîndul său, depinde de mărimea piesei executate, de schema de montaj a sculei, rezultată din sistemul de croire al semifabricatului, de gabaritul suprafeței active a mesei presei ș.a.

Din punct de vedere practic, ecuațiile (5), (6), (13) și (15) constituie aparatul matematic necesar proiectantului de ștanțe și matrițe la stabilirea gabaritului acestora, în funcție de solicitările mecanice și rezistența admisibilă la compresiune (σ_{ac}) a materialului, din care sînt confecționate plăcile de bază și de cap.

Admițîndu-se că lățimea b, a canalului ,,T'', este egală cu 10 mm, $\sigma_{ac} = 12\ \dfrac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$, iar pentru n_x, n_y și F se dau succesiv valori cuprinse între 1 și 12 și respectiv 10.000 și 100.000 N, prin introducerea acestora, spre exemplu, în relația (6) și (13), rezultă diagramele prezentate în figurile 4, 5 și 6, care permit determinarea gabaritului plăcilor de bază și de cap pentru domeniul indicat.

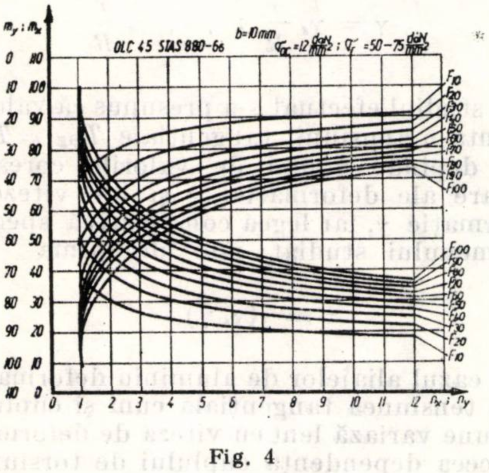


Fig. 4

Din figurile respective rezultă că modulul m_x, m_y și m_r al plăcilor de bază și de cap, folosite în construcția de ștanțe și matrițe din elemente modulate, crește pe măsură ce forța de lucru crește, iar numărul de canale ,,T'' rămîne constant. De asemenea, modulul m_x, m_y și m_r înregistrează o creștere tot mai lentă pe măsură ce numărul de canale ,,T'' crește, iar forța de lucru devine tot mai mare.

Cunoscîndu-se legea de variație a modulului (m) pentru formele geometrice ale plăcilor de

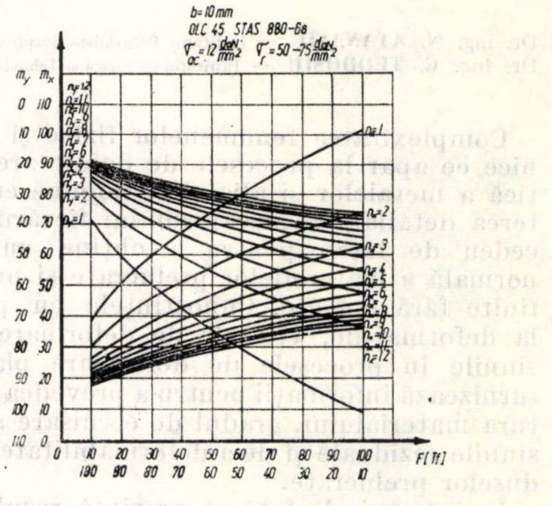


Fig. 5

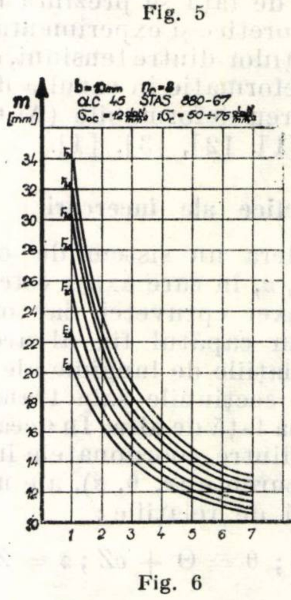


Fig. 6

bază și de cap descrise, prin folosirea relațiilor (17), (18), (19) și (20) se determină gabaritul plăcilor de bază și de cap, folosite în construcția de ștanțe și matrițe din elemente modulate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Romanovsky, V. S.*: Stanțarea și matrițarea la rece, Ed. Didactică și pedagogică, 1972.

[2] *Ohler Kaiser*: Snitt-Stanz-und Ziehwergzeugen Springer — Verlag, 1975.

[3] *Dumitraș, C., Vișan, A.*: Contribuții privind bazele teoretice ale proiectării și execuției sculelor universale în sistem modular pentru prelucrarea pieselor prin deformare plastică la rece. : ,,Construcția de mașini'', nr. 10/ 1976, pag. 236.

CZ : 669.715 :621.746.77

Cercetări privind deformabilitatea unor aliaje de aluminiu determinată cu ajutorul încercării la răsucire*

Dr. ing. N. ATANASIU — Institutul Politehnic–Bucureşti
Dr. ing. C. TEODOSIU — Institutul de Fizică şi Tehnologia Materialelor—Bucureşti

Complexitatea fenomenelor fizice şi mecanice ce apar la procesele de deformare plastică a metalelor şi aliajelor, impune cunoaşterea detaliată a mecanismului fiecărui procedeu de lucru pentru a obţine curgerea normală a materialelor prelucrate şi produse finite fără defecte. Cunoştinţele cu privire la deformaţiile, vitezele de deformare, tensiunile în procesele de deformare plastică, furnizează informaţii pentru a prevedea structura materialului, gradul de ecruisare şi tensiunile reziduale şi deci deformabilitatea produselor prelucrate.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele cercetărilor teoretice şi experimentale privind stabilirea relaţiilor dintre tensiuni, deformaţii şi viteza de deformaţie în cazul a două aliaje de aluminiu greu deformabile (Al Cu 4 Mg 1 şi Al Mg 5) [1], [2], [3], [4].

Bazele teoretice ale încercării

Vom considera un sistem de coordonate cilindrice r, θ, z, în care axa z este orientată de-a lungul axei epruvetei, iar originea se află situată în capătul fix al acesteia. Se admite că variaţiile de lungime ale epruvetei sînt nule, iar secţiunile sale transversale se rotesc rigid una faţă de alta. În această situaţie, legătura dintre coordonatele iniţiale (R, Θ, Z) şi cele curente (r, θ, z), ale unei particule este dată de relaţiile :

$$r = R\,;\ \theta = \Theta + cZ\,;\ z = Z \qquad (1)$$

unde :

$$c = 2\pi n/L \qquad (2)$$

în care :

n reprezintă numărul de rotaţii ;
L — lungimea activă a epruvetei (în cazul de faţă L = 50 mm).

Din relaţiile (1) rezultă că în cazul tensorului neliniar al deformaţiei E componentele fizice nenule sînt :

$$E_{\Theta z} = E_{z\Theta} = cr/2\,;\ E_{zz} = c^2r^2/2 \qquad (3)$$

iar viteza punctului material de coordonate cilindrice (r, θ, z) prezintă o singură componentă fizică diferită de zero :

$$v_\theta = \dot{c}rz \qquad (4)$$

sau

$$\dot{c} = \pi N/30L \qquad (5)$$

în care : N este numărul de rotaţii pe minut ($n = Nt/60$, t fiind timpul măsurat în secunde.

Din (5) rezultă că componentele fizice nenule ale tensorului vitezei de deformaţie D sînt :

$$D_{\theta z} = D_{z\theta} = \dot{c}r/2 \qquad (6)$$

Utilizînd notaţiile: $2E_{\theta z} = 2E_{z\theta} = \gamma$, $2D_{\theta z} = 2D_{z\theta} = \dot{\gamma}$ şi desemnînd cu γ_s şi $\dot{\gamma}_s$ valorile superficiale ale lui γ şi respectiv $\dot{\gamma}$, obţinem din (1)...(6), expresiile :

$$\gamma_s = 2\pi R n/L = 0{,}377\, n \qquad (7)$$

$$\dot{\gamma}_s = \pi RN/30L = 0{,}00628 N\ [s^{-1}] \qquad (8)$$

unde : R este raza secţiunii transversale a epruvetei în zona sa activă.

Ţinînd seama de ipotezele admise rezultă că :

$$\gamma = \gamma_s \frac{r}{R}\,;\ \dot{\gamma} = \dot{\gamma}_s \frac{r}{R} \qquad (9)$$

În studiul efectuat s-a presupus că valoarea curentă a tensiunii tangenţiale $T_{\Theta z} = T_{z\Theta} = \tau$ depinde numai de valorile corespunzătoare ale deformaţiei γ şi ale vitezei de deformaţie $\dot{\gamma}$, iar legea constitutivă specifică fenomenului studiat este de forma

$$\tau = \tau(\gamma, \dot{\gamma}) \qquad (10)$$

În cazul aliajelor de aluminiu deformate la rece, tensiunea tangenţială cum şi cuplul de torsiune variază lent cu viteza de deformaţie, de aceea dependenţa cuplului de torsiune Γ de valorile superficiale ale deformaţiei γ_s poate fi descrisă cu relaţia :

$$\Gamma = \Gamma(\gamma_s) \qquad (11)$$

Din definiţia cuplului rezultant urmează că :

$$\Gamma(\gamma_s) = 2\pi \int_0^R \tau(\gamma) r^2\, dr \qquad (12)$$

* Material prezentat la simpozionul ,,Tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal", 13—14 iunie 1977.

Prin efectuarea în (12) a schimbării de variabilă ($r = \gamma R/\gamma_s$) și prin derivarea rezultatului obținut în raport de γ_s, rezultă:

$$\tau(\gamma_s) = \frac{1}{2\pi R^3}[3\Gamma(\gamma_s) + \gamma_s\Gamma'(\gamma_s)] \quad (13)$$

Pentru a determina cazurile în care tensiunea superficială $\tau(\gamma_s)$, este proporțională cu cuplul de torsiune $\Gamma(\gamma_s)$, vom folosi expresia:

$$\tau = K\Gamma \quad (14)$$

unde: K este o constantă.

Introducînd în expresia (13) pe (14) se obține:

$$\Gamma'(\gamma_s) = L\Gamma(\gamma_s)/\gamma_s \quad (15)$$

Prin integrare se obține:

$$\Gamma(\gamma_s) = C\gamma_s^L \quad (16)$$

în care: C este o constantă arbitrară.

Înlocuind (16) în (14) și ținînd seama de faptul că γ_s este arbitrar, rezultă:

$$\tau = C_1\gamma^L \quad (17)$$

unde: $C_1 = CK$

În procedeele de prelucrare prin deformare plastică a metalelor și aliajelor, deformațiile elastice sînt neînsemnate în raport cu cele plastice, de aceea în acest studiu γ reprezintă deformația plastică ($\gamma \geqslant 0{,}1$) deci:

$$\gamma = \left(\frac{\tau}{C_1}\right)^{1/L} \quad (18)$$

Condiții de experimentare

Experimentările s-au efectuat la temperatura camerei, pe o mașină de răsucire tip SETARAM, la 12 viteze de răsucire $N = 2 \ldots 1500$ rot/min. Pentru fiecare viteză de răsucire au fost încercate cele două epruvete, iar rezultatele obținute fiind apoi mediate.

Epruvetele folosite la încercarea de răsucire au fost executate din bare extrudate și tratate termic (recoacere) prin așchiere urmată de o rectificare și lustruire. În cazul aliajului Al Cu 4 Mg 1 recoacerea s-a făcut la 360°C, menținute timp de 2 h, răcire lentă în cuptor pînă la 250°C, urmată de o răcire în aer pînă la temperatura camerei.

Variațiile în timp ale cuplului de torsiune și forței axiale s-au înregistrat simultan, cu ajutorul unui traductor tensometric cu două punți rezistive. Semnalele electrice de la traductor au fost amplificate cu două punți tensometrice și înregistrate pe hîrtie cu ajutorul unui oscilograf cu raze ultraviolete.

Rezultatele obținute

Dependența cuplului de torsiune Γ de deformația periferică este reprezentată în figura 1 pentru aliajul Al Cu 4 Mg 1 și în figura 2. pentru Al Mg. 5. În cazul ambelor aliaje se

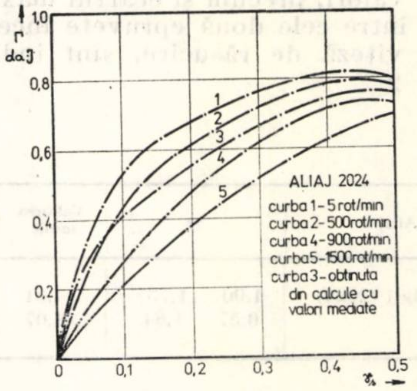


Fig. 1

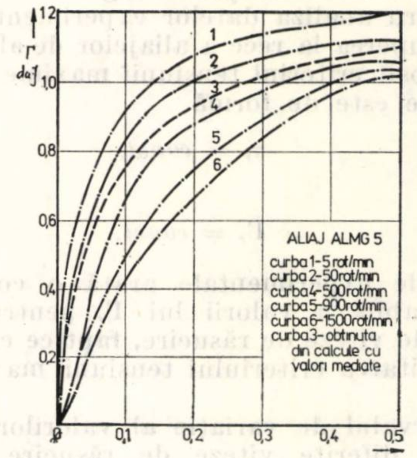


Fig. 2

observă o ușoară scădere a cuplului de torsiune la creșterea vitezei de răsucire, fapt ce poate fi explicat prin încălzirea epruvetei în timpul deformării sale a diabatice.

Reprezentînd la scara dublu logaritmică dependențele și aproximînd graficele obținute prin drepte pe intervalele pentru aliajul Al Cu 4 Mg 1 și $\gamma_s = 0{,}1 \ldots 0{,}5$ pentru aliajul Al Mg 5, s-au determinat parametrii C_1 și L din ecuația constitutivă (17), iar apoi s-a calculat coeficientul de proporționalitate K din formula (14). Rezultatele obținute sînt trecute în tabelul 1.

Ca măsură a deformabilității a fost adoptată valoarea deformației tangențiale peri-

Tabelul 1

Aliaj	C, în daN/mm²	L	K, în mm⁻³
Al Cu 4 Mg 1 (2024)	17,0	0,276	0,0193
Al Mg 5	24,2	0,233	0,0191

ferice de rupere γ_r. Variaţia valorilor lui γ_r pentru diferite viteze de răsucire, media acestor valori, precum şi ecartul maxim înregistrat între cele două epruvete încercate la fiecare viteză de răsucire, sînt indicate în tabelul 2.

Tabelul 2

Aliaj	γ_r	Valoarea medie	Ecart maxim
Al Cu 4 Mg 1 (2024)	1,00...1,73	1,31	±0,23
Al Mg 5	0,57...1,84	1,07	±0,42

Valorile medii ale lui γ_r arată că aliajul Al Cu 4 Mg 1 prezintă un grad de deformare mai mare decît aliajul Al Mg 5.

Pentru analiza datelor experimentale privind ruperea la rece a aliajelor de aluminiu, s-a folosit criteriul tensiunii maxime, care la răsucire este de formă

$$\tau_r = const. \qquad (19)$$

sau

$$\Gamma_r = const. \qquad (20)$$

Datele experimentale arată o constanţă remarcabilă a valorii lui Γ_r pentru toată gama de viteze de răsucire, fapt ce confirmă valabilitatea criteriului tensiunii maxime folosite.

Intervalul de variaţie al valorilor lui Γ_r pentru diferite viteze de răsucire, media acestor valori, precum şi ecartul maxim înregistrat între cele două epruvete, încercate la fiecare viteză de răsucire, sînt indicate în tabelul 3.

Tabelul 3

Aliaj	Γ_r în da J	Valoarea medie în da J	Ecart maxim în da J	σ_r în da N/mm²
Al Cu 4 Mg 1 (2024)	0,83...0,94	0,91	±0,04	17,56
Al Mg 5	1,06...1,25	1,15	±0,06	21,93

În ultima coloană din tabelul 3 valorile tensiunii tangenţiale la rupere s-au calculat cu expresia (14) folosindu-se coeficientul de proporţionalitate K din tabelul 1.

Pentru a stabili echivalenţa dintre încercarea la răsucire şi procesele de deformare, se poate folosi ca mărimi de echivalare intensitatea deformaţiei $\bar{\varepsilon}$ şi intensitatea vitezei de deformaţie $\dot{\bar{\varepsilon}}$,

În cazul răsucirii :

$$\bar{\varepsilon} = \gamma\sqrt{3} \qquad (21)$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}} = \dot{\gamma}\sqrt{3}\,. \qquad (22)$$

Introducînd expresiile (7) şi (8) în (21) şi respectiv (22), se obţin valorile periferice $\bar{\varepsilon}_s$ şi $\dot{\bar{\varepsilon}}_s$:

$$\bar{\varepsilon}_s = 0{,}218n\,;\ \dot{\bar{\varepsilon}}_s = 0{,}00363\,N\ [s^{-1}] \quad (23)$$

Pentru cele două aliaje studiate la vitezele de răsucire folosite $N = 2$ rot/min şi $N = 1500$ rot/min, intensitatea vitezei de deformaţie periferică $\dot{\bar{\varepsilon}}_s$ este cuprinsă între 0,007 şi 5,47 s^{-1}.

Concluzii

Caracteristicile de detonaţie ale unor explozivi

● **Determinarea deformaţiei periferice la rupere γ_r cu ajutorul încercării la răsucire, constitue un procedeu sigur pentru stabilirea gradului de reducere în cazul prelucrării aliajelor de aluminiu prin diferite procedee de deformare plastică. Dintre cele două aliaje de aluminiu studiate, valorile medii ale lui arată că aliajul Al Cu 4 Mg 1 prezintă o deformabilitate superioară aliajului Al Mg 5.**

● **Calculele efectuate arată că viteza de răsucire de 1500 rot/min, intensitatea vitezei de deformaţie are valori de 5,47 s^{-1} fapt ce denotă că la procesele rapide de prelucrare prin deformare plastică se impune folosirea datelor corespunzătoare vitezelor mari de răsucire. Această observaţie este valabilă în deosebi în cazul produselor cu pereţi subţiri, cînd la deformare plastică se ating valori ridicate ale lui $\dot{\bar{\varepsilon}}$.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Drăgan, I.* : Contribuţii la măsurarea deformabilităţii la cald a materialelor şi aliajelor prin metoda torsiunii, Metalurgia, nr. 5, 1968, pag. 273.

[2] *Atanasiu, N.* : Deformabilitatea aluminiului şi a aliajelor sale determinată prin vizioplasticitate şi torsiune, Industria Uşoară, nr. 11. 1974, pag. 577.

[3] *Teodosiu, C.* : On the elastic-viscoplastic behaviour of single crystals, Summer School on Thermoplasticity, Jabtonna, 1973.

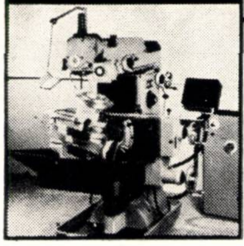
[4] *Atanasiu, N., ş.a.* : Determinarea deformabilităţii aliajelor de Al greu deformabile contract 286/76, I. Politehnic Bucureşti.

DECKEL

Precizie tradiţională
Randament progresiv

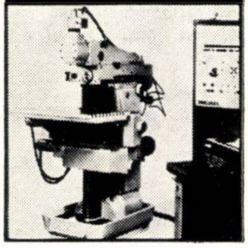
FP3 Maşină universală de frezat şi alezat unelte

DECKEL FP SYSTEM



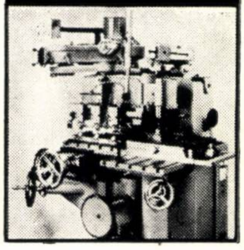
E3 Maşină NC de frezat şi alezat cu comandă de segment programabilă prin testare

DECKEL NC SYSTEM



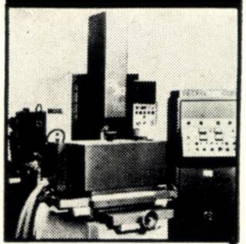
KF2 Maşină universală de frezat prin copiere

DECKEL KF SYSTEM



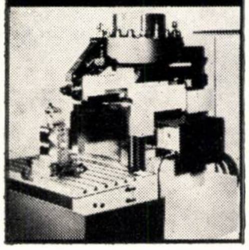
DE 30 Maşină de prelucrat prin electroeroziune

DECKEL EDM SYSTEM

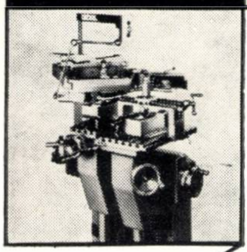


FP5C Centru universal de prelucrare

DECKEL NC SYSTEM



DECKEL GK SYSTEM



GK21 Maşină universală de gravat şi frezat prin copiere

Cu o maşină-unealtă dela Deckel cumpăraţi un întreg sistem-o variabilă cutie de subansambluri pentru probleme multiple, speciale. Cu o maşină-unealtă dela Deckel cumpăraţi un servici organizat mondial-o sfătuire individuală, o instruire specială a deservanţilor Dvs. precum şi un permanent servici de informaţii asupra metodelor tehnice de actualitate. Cu o maşină-unealtă dela Deckel cumpăraţi lucru de precizie pînă în cel mai mic detail. Precizie pentru întreprinderea Dvs.

DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
Plinganserstraße 150 · D-8000 München 70

rum

Folosiţi

CUŢITE

în loc de

DISCURI DE RECTIFICARE

Nu mai este necesară utilizarea maşinilor de rectificat pentru prelucrarea de precizie a oţelurilor călite şi a fontelor de înaltă rezistenţă.

Folosiţi în întreprinderea dumneavoastră

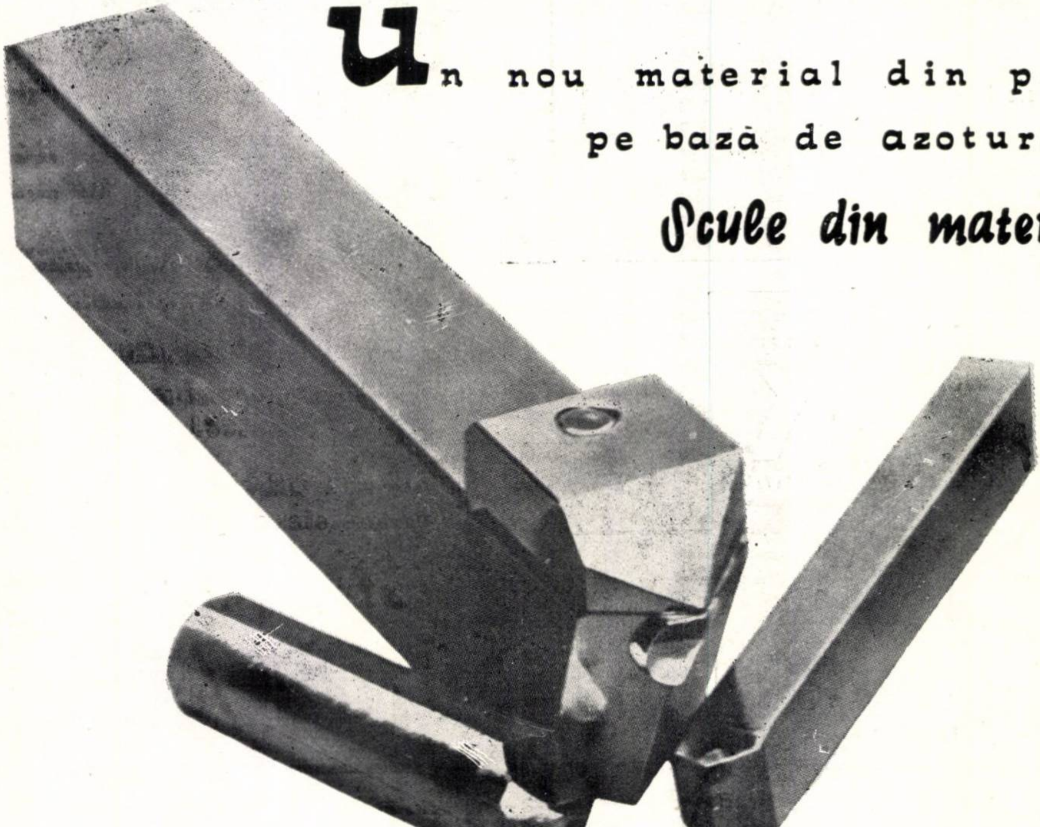
Sculele din materiale compuse

Un nou material din policristale pe bază de azotură de bor.

Scule din materiale compuse

pentru:

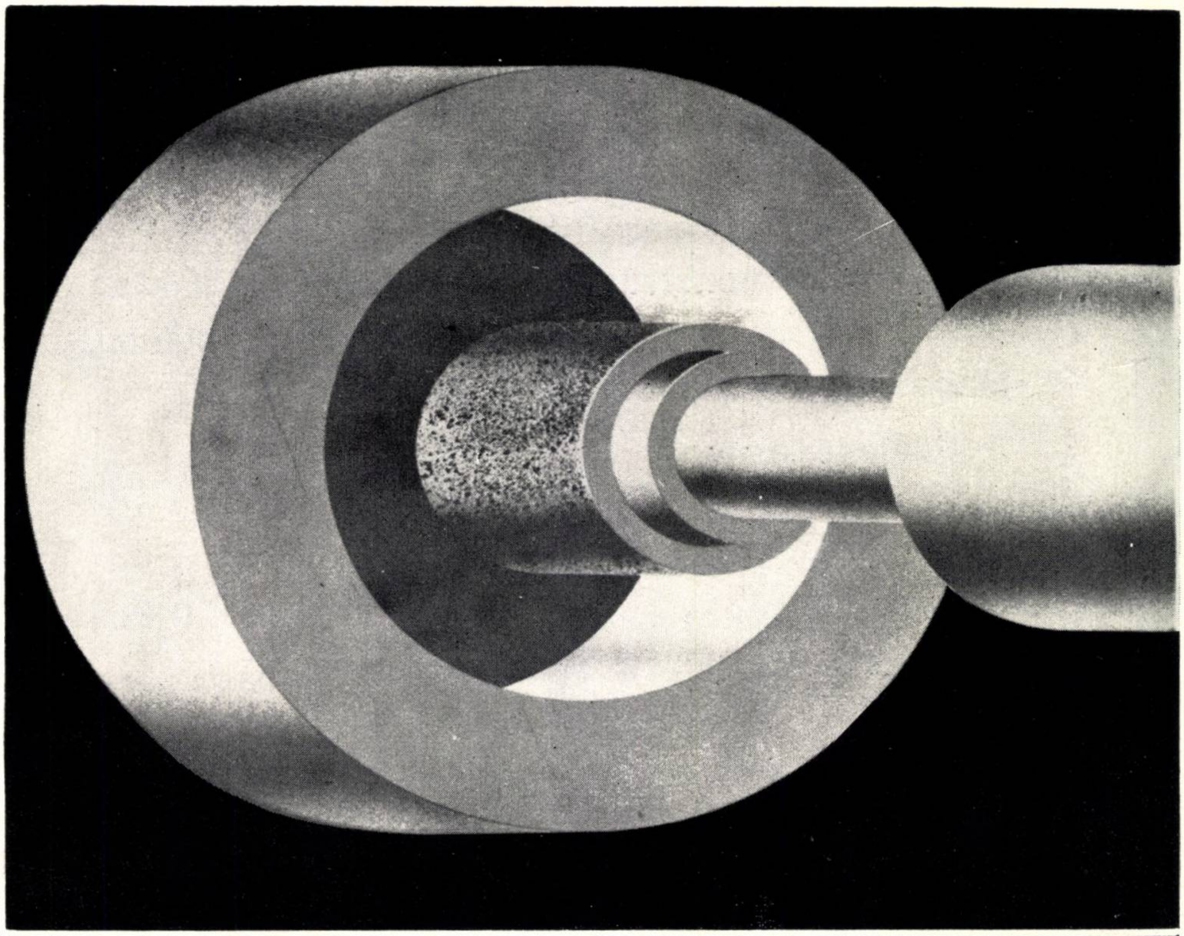
- strunjire—alezare;
- rectificare.



EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova, V-342
str. Obrucev, 34/79
telefon 334 76 00-334 75 00 telex 7691-7692-7693

ТИ СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM



MASINI DE RECTIFICAT CILINDRIC

(modelele 3U131 ; 3U132 ; 3U142 ; 3U143)

= precizia rectificării 0,001 la 0,002 mm ;

= starea de suprafață obținută pînă la ▽ 10 ;

= posibilitatea rectificării suprafețelor cilindrice cu diametrul pînă la 400 mm ;

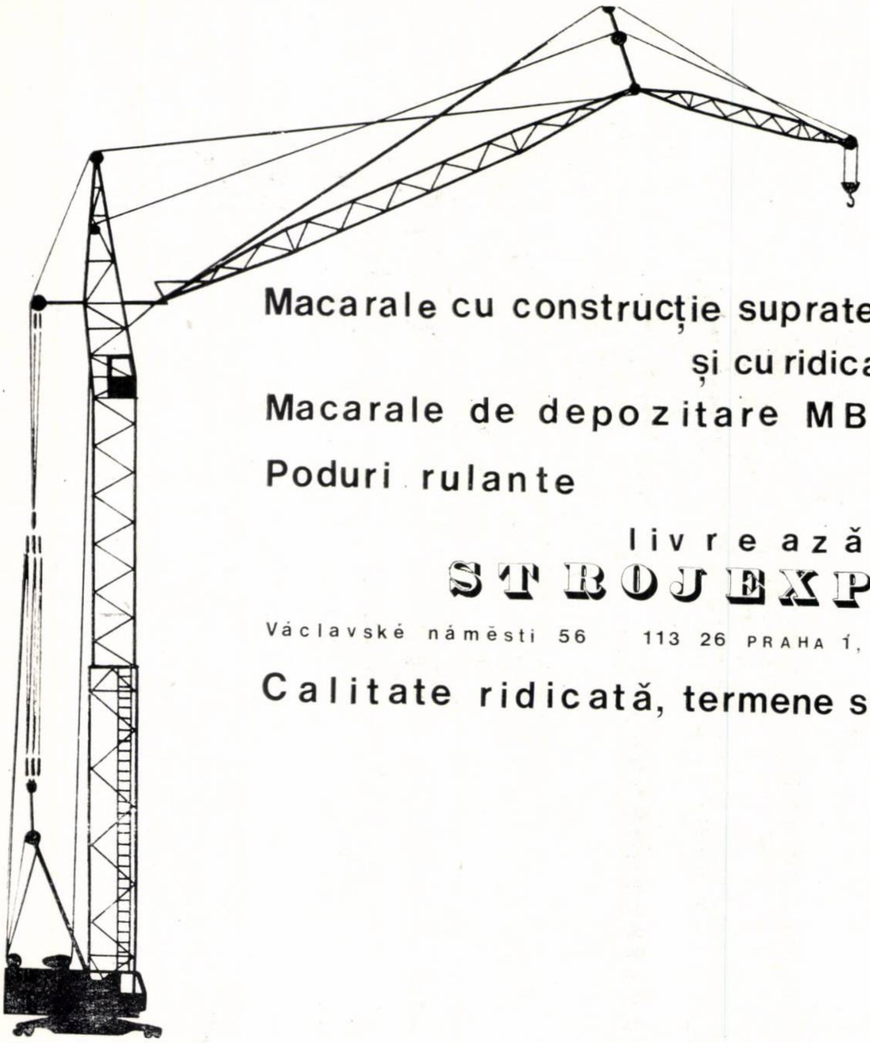
= rectificarea găurilor pătrunse sau înfundate cu un diametru pînă la 200 mm .

Reglarea fără trepte a vitezei de rotație a broșei, avansul automat al mesei și rigiditatea construcției conferă un randament ridicat mașinilor de rectificat.

exportator : V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S. 117839 Moscova V-342
str.Obrucev 34-79 telefon 334.76.00
telex 7691 ; 7692 ; 7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM



Macarale cu construcție supraterană, macarale-turn și cu ridicare automată MB 88

Macarale de depozitare MB 110

Poduri rulante

livrează

STROJEXPORT

Václavské náměsti 56 113 26 PRAHA 1, CEHOSLOVACIA

Calitate ridicată, termene scurte de livrare

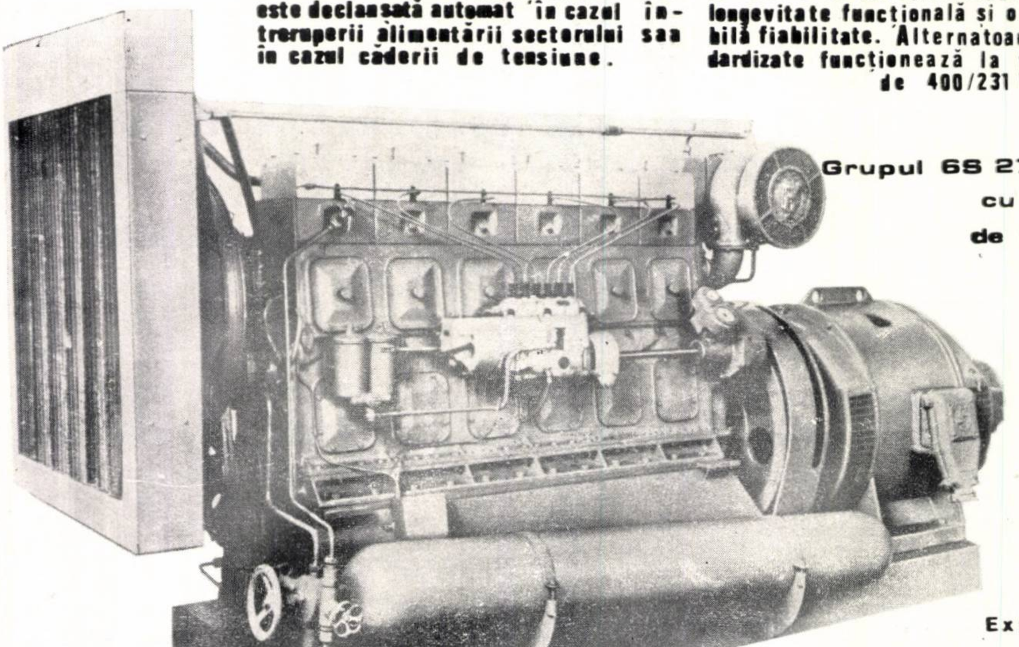
EXPORT
STROJEXPORT
IMPORT
PRAHA-CZECHOSLOVAKIA

PUBLICOM

CENTRALE DIESEL-ELECTRICE AUTOMATE DE 23 și 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele Diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate. Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz



Grupul 6S 275 II PN
cu o putere
de 405 kVA

Constructor:
ČKD PRAHA

Exportator:
Întreprinderea de comerț exterior
pragoinvest
180 56 Praga, R. S. Cehoslovacă

PUBLICOM

EXPORT

IMPORT

export și import de mașini și echipamente pentru industria

- alimentară ;
- produse chimice și plastice ;
- papetărie ;
- tehnologia de ambalare.

Technoexport

Bratislava

TECHNOEXPORT

Jašíkova č. 6. 829 51 BRATISLAVA CZECHOSLOVAKIA

telefon: 295841-5 telex: 092221

publicom

ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

40–036 Katowice, Ligonia 7, Polonia
Căsuța poștală: 825 Telex 0312–416
Telefon: 513–401

CENTROZAP

Oferă pentru o gamă largă de:

INSTALAȚII DE VENTILARE destinate pentru:
- uscare prin flux de aer cald sau de gaze de ardere;
- insuflare în focare și cuptoare industriale;
- aspirarea gazelor combustibile în cuptoare industriale și cazane de abur;
- aerisirea galeriilor de mină, a atelierelor și a halelor industriale, a navelor, a sălilor de spectacol, a atelierelor meșteșugărești, a depozitelor.

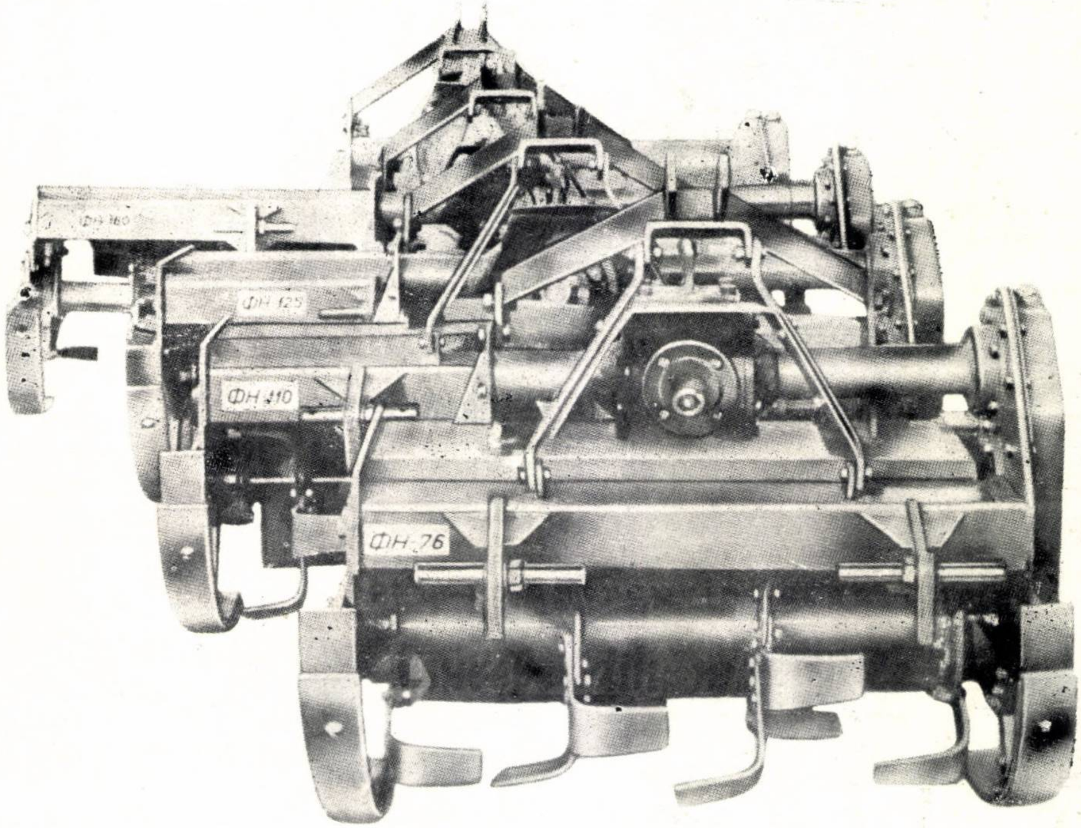
INSTALAȚII DE CLIMATIZARE bazate în cea mai mare parte pe licențe franceze, din care:
- centrale de climatizare cu un randament între 40 000–160 000 m^3/h;
- aparate de suprasaturare nefixate la sol, cu un randament între 3 000–40 000 m^3/h — destinate cu precădere industriei textile;
- instalații de condiționare a aerului, de tipul „sub fereastră";
- instalații de condiționare a aerului pentru cabinele podurilor rulante;
- sisteme de climatizare automate pentru industria ușoară.

INSTALAȚII DE DESPRĂFUIRE, CU:
- saci filtranți;
- electrofiltre sau filtre cu insuflare intermitentă;
- filtre uscate sau umede;
- cicloane, multicicloane și altele;
- instalații pentru absorbția gazelor anorganice și purificarea catalitică a gazelor.

Echipamentele menționate mai sus sînt furnizate cu planul și instalațiile complete pentru desprăfuirea sau purificarea gazelor sau aerului, destinate industriei siderurgice, turnătoriilor, industriei chimice, industriei prelucrătoare și industriei energetice. **Efectuăm și analize ale gradului de poluare a atmosferei și a zonelor de protecție sanitară în întreprinderi industriale.**

publicom

Freza rotativă BOLGAR pentru prelucrarea solului



- Frezele BOLGAR pentru prelucrarea solului au o lăţime de lucru de la 0,76 la 2,0 m. Sînt maşini agricole moderne de înaltă eficienţă, destinate afînării solului şi distrugerii buruienilor în plantaţiile viticole, horticole, de citrice şi alţi arbuşti; sînt utile pentru prelucrarea solului înaintea semănatului şi a însămînţării altor culturi agricole.

- Freza rotativă F A - 0,76 cu secţiunea înclinabilă automat este de asemenea utilă pentru prelucrarea solului între arbori, la culturile horticole.

- Frezele formează agregate cu tractoarele din clasa 1,4 t , dotate cu sisteme de tractare în trei puncte.

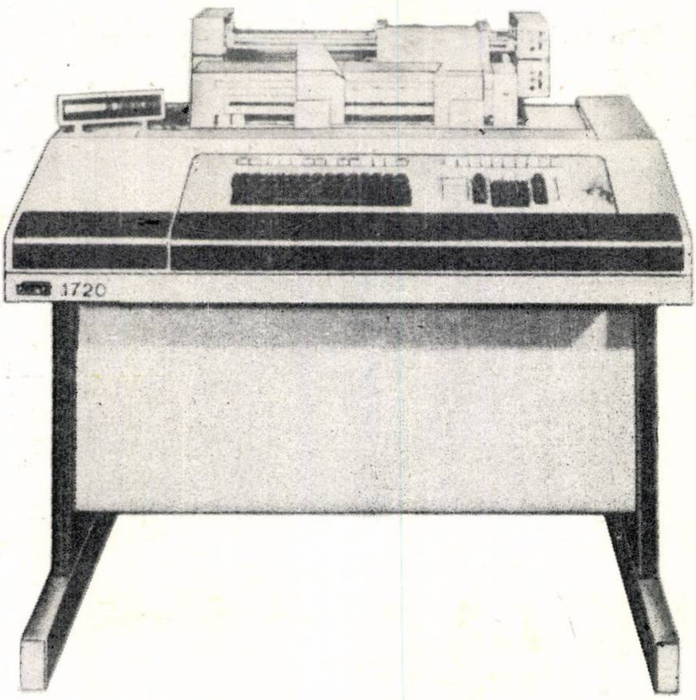
exportator:

GTP **Agromachinaimpex**

R.P.Bulgară - Sofia - str. Aksakov nr. 5
telefon 88.53.25 · telex 022563

Pentru informaţii suplimentare, vă rugăm să vă adresaţi Reprezentanţei Comerciale a R.P. Bulgare din str. Galaţi nr. 32, 70212 Bucureşti, telefon 11.91.62

PUBLICOM



daro 1720

ACTIVITATILE DE RUTINA TREBUIE SA NU MAI COSTE MULT

Büromaschinen-Export
GmbH Berlin
D.D.R. - 108 Berlin,
Friedrichstrasse 61
Deutsche
Demokratische
Republik

bme

DARO 1720: soluţia perfectă pentru prelucrarea tuturor datelor zilnice, economic şi conform necesităţilor întreprinderii. Calculator de contabilizare şi facturare, face decontarea zilnic, fără efort. Se racordează la periferice. De ex. întocmeşte liste de date pentru prelucrarea cu instalaţii electronice.

DARO 1720 poate fi extins-avînd construcţia modulară-şi adaptat cerinţelor întreprinderii. Formularistica polivalentă corespunde tuturor solicitărilor, datorită unei mari flexibilităţi.

DARO 1720 face ca lucrările dv. de facturare, contabilizare şi decontare să nu mai prezinte nici o problemă. Pentru lămuriri, cereţi broşura noastră.

Memoria de date (RAM) pînă la 128 cuvinte cîte 64 biţi.
Memoria de microprograme (ROM/PROM) pînă la 156 instrucţiuni de cîte 15 biţi.
Memoria de macroprograme (PROM) pînă la 1024 instrucţiuni de cîte 16 biţi.
Dispozitivul de imprimare cu ac: 178 poziţii de imprimare, 100 semne/sec.
Cîmp de deservire şi control uşor accesibil.

PUBLICOM

INTREPRINDEREA MECANICĂ CUGIR

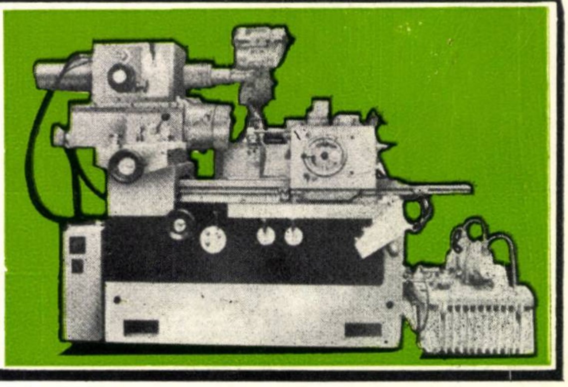
str. LENIN nr. 1 - Jud. ALBA * ROMANIA *

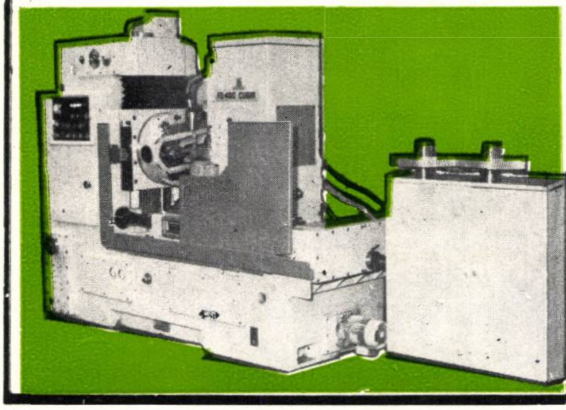
telef: 51420 * telex: 036293 * cod: 2566

RIF 10/100

Maşina de rectificat interior şi frontal R.I.F. 10/100 este destinată rectificărilor de precizie a alezajelor cilindrice sau conice şi a suprafeţelor plan-frontale. Ciclul de lucru este manual sau automat.

Diametrul max.de rectificat	mm	100
Diametrul min.de rectificat	mm	10
Lungimea max.de rectificat	mm	120
Greutatea	kg	3600

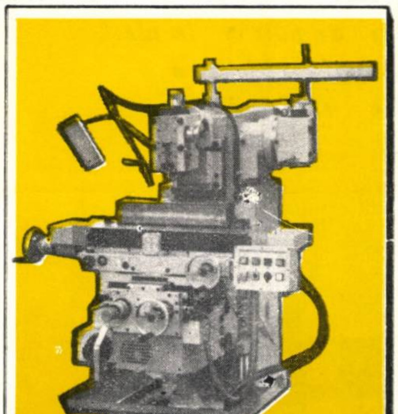


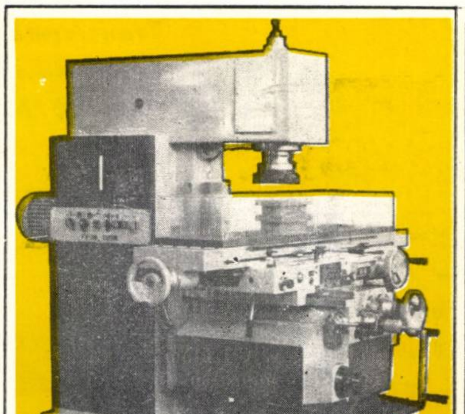


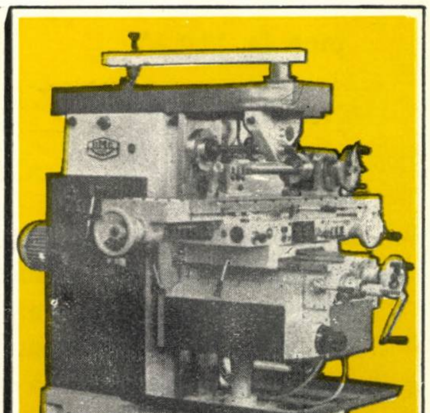
FD-250; FD-400

Noile tipuri de maşini de frezat roţi dinţate prin rostogolire, sînt destinate prelucrării roţilor dinţate cilindrice cu dinţi drepţi şi înclinaţi, a roţilor melcate şi cilindro-conice. Precizia de prelucrare se încadrează în clasa 6-a DIN

Diametrul max.de prelucrat	mm	250	400
Modulul max.de prelucrat	mm	6	8
Cursa max.a avansului axial	mm	280	300
Puterea electromotorului pr.	kw	5,5	7,5
Greutatea	kg	5400	6400







FU–25

Maşina de frezat universală FU-25x100, face parte din categoria maşinilor de frezat cu consolă şi permite cele mai diverse genuri de prelucrări atît în producţia de serie mică sau unicate cît şi de serie mare.

FV–36

Maşinile de frezat verticale FV-36x160 CF cu cap fix şi FV-36 CR cu cap rotativ, din familia maşinilor de frezat cu consolă, permit prelucrarea pieselor prin cicluri de lucru automate şi semiautomate.

-Unghiul de înclinare al capului rotativ ± 90°.

-Cursa pinolei 100mm.

FU–36

Maşina de frezat universală FU 36x160 (FU 36x140) dotată cu un set larg de accesorii speciale, care măreşte domeniul de utilizare al maşinii.

-Unghiul de rotire al mesei ±45°

-Limitele avans.-long. 19-950 mm/min.-trans. 19-950 mm/min. -vert. 3-316 mm/min

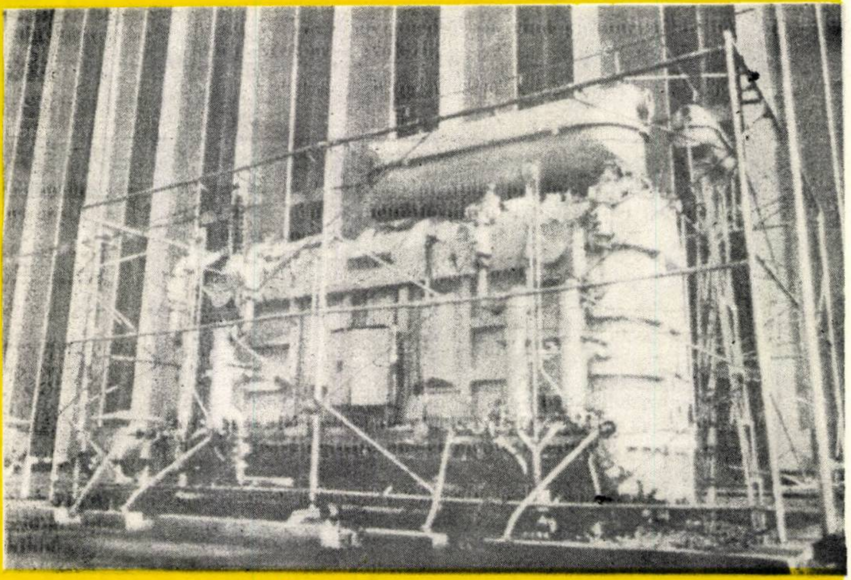
CENTRALA INDUSTRIALA DE MASINI
SI APARATAJE ELECTRICE
«CRAIOVA»

INTREPRINDEREA
«ELECTROPUTERE»

Calea Bucureşti 144 Telefon 40.211 Telex 41234

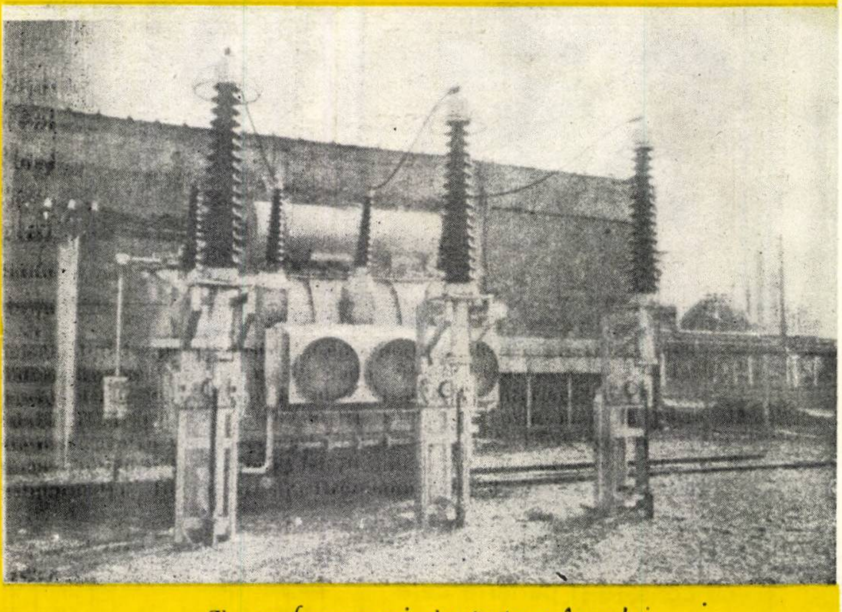
Pentru industria naţională şi pentru export o gamă largă de transformatoare de mare putere în ulei :

- transformatoare şi autotransformatoare trifazate cu două şi trei înfăşurări, cu reglaj, în absenţa tensiunii sau cu reglaj sub sarcină 2,5 - 63 MVA pînă la 110 kV



Transformator de putere în ulei pentru industria chimică 40 MVA, 110/6 kV.

- transformatoare şi autotransformatoare trifazate cu două şi trei înfăşurări, cu reglaj, în absenţa tensiunii sau cu reglaj sub sarcină 80 - 400 MVA pînă la 400 kV



Transformator de putere în ulei pentru sectorul hidroenergetic 190 MVA

- transformatoare speciale pentru tracţiunea electrică

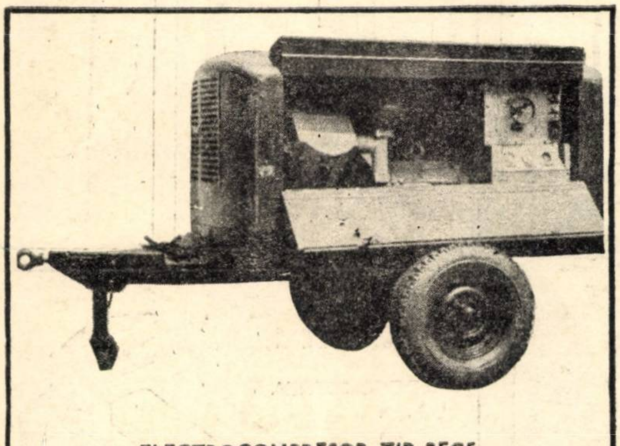
Întreprinderea „TIMPURI NOI" București

Splaiul Unirii nr. 165
Sector 4, Cod 74281

Telefon 21.61.60 – 21.57.33
Telex 10.846

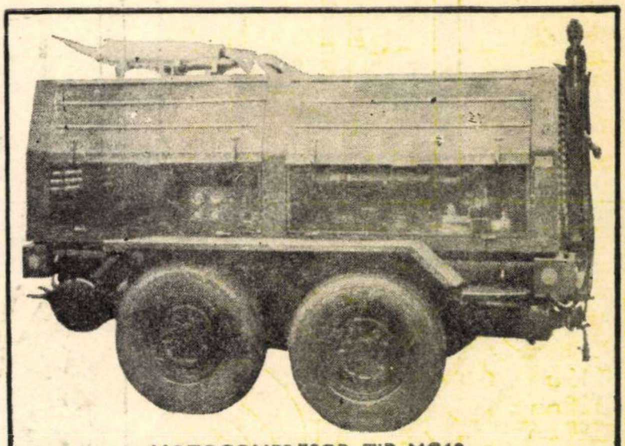
produce și livrează:

- COMPRESOARE ȘI ELECTROCOMPRESOARE
  0,26 – 10 m^3/min



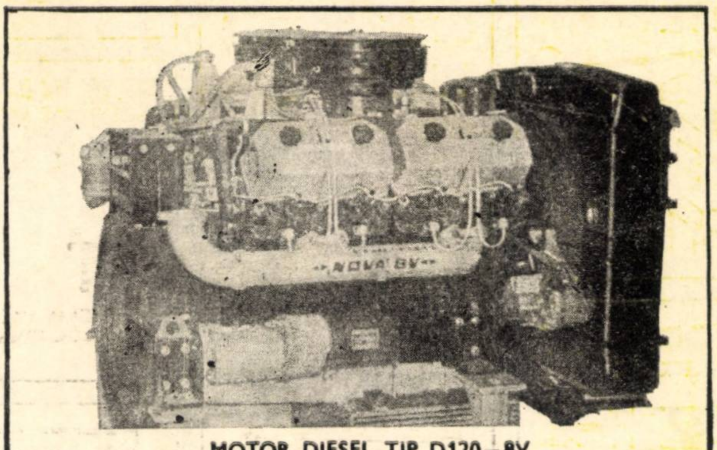
ELECTROCOMPRESOR TIP 2EC5

- MOTOCOMPRESOARE
  5 – 10 m^3/min



MOTOCOMPRESOR TIP MC10

- MOTOARE DIESEL
  ȘI CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE
  4 – 120 CP



MOTOR DIESEL TIP D120–8V

PRODUS NOU – ELECTROCOMPRESOR TIP 3EC9

— Agregat transportabil destinat să furnizeze aer comprimat pentru transportul pneumatic al cimentului în vrac.

— Caracteristici :

- presiune 3 daN/cm^2 ;
- debit 13 m^3/min ;
- turație **1 500** rot/min ;
- gabarit 2 540, 1 280, 1 330 mm.

ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE
• NORMALE
• SPECIALE
• UZ GENERAL
CAP DE FREZAT CU PINOLĂ
FU 35
Con ISO 50
FLANSE PENTRU UNIVERSAL
SNA
280
360
400
710
FLANSE DE ANTRENARE
VÎRFURI ROTATIVE
VÎRFURI SIMPLE
DE CENTRARE
Con Morse
2
3
4
5
6
DORNURI SCURTE
CON MORSE SI ISO
Ø 16 mm
Ø 22 mm
Ø 27 mm
Ø 32 mm
DORNURI LUNGI
CON MORSE SI ISO
IAMU
BLAJ
MENGHINE ROTATIVE
PENTRU MASINI-UNELTE
CU DESCHIDEREA
50 mm
80 mm
250 mm
PORT-CUTITE
• PC NORMAL
• PC DIN SPATE
SNA
280
360
500
• SUPORT
PT. GAURIRE
• PC RAPID
- DE INTERIOR
- DE EXTERIOR
CAP DE MORTEZAT
FU 35
Curse duble/min 30 - 150
DISPOZITIV DE
PRINDERE PE
CANAL T
DPT
ÎNALTIMEA MAXIMĂ
DE PRINDERE 260mm
CAPETE DE FREZAT
VERTICALE
Con ISO 50
FU 35
FOP 25
Con ISO 40
CAPETE DE FREZAT
VERTICAL
UNIVERSAL
SUPORT PENTRU CAP DE FREZAT
Con ISO 40
AF 85
AFD 100
IAMU
INTREPRINDEREA DE ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE BLAJ
STR. Gheorghe Barițiu nr 38 tel. 10.462

E 3279

66

REFERALVA

CONSTRUCTIA DE MASINI

11

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI • BUCUREŞTI • ANUL XXIX • nr. 11 • NOIEMBRIE 1977

Institutul

de cercetări si proiectări tehnologice
pentru industria construcţiilor de maşini

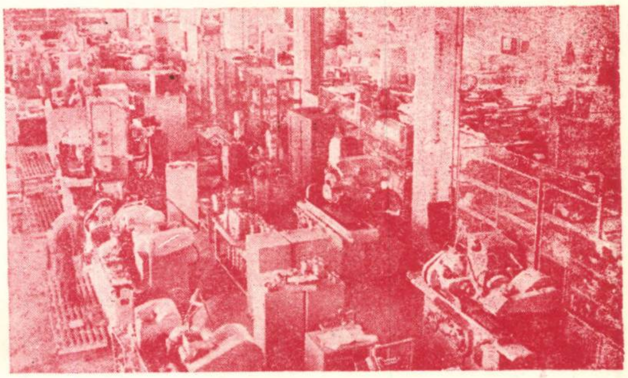
Şos. Olteniţei 105, sector 5, Bucureşti
telefon : 83 21 70 —— telex : 11798

ACTIVITATI

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente.
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

ICPTCM

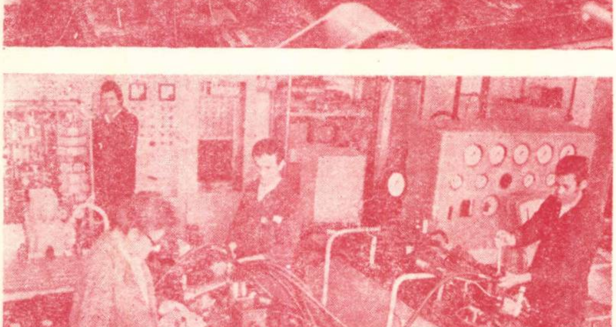
Vedere parţială din baza de execuţie
Sectorul prelucrări mecanice



PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

- **Prelucrări** mecanice prin aşchiere
- Prelucrări prin tehnologii neconvenţionale (electroeroziune, electrochimie, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanţare şi deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice şi vopsire
- Montaj mecanizat şi automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acţionări hidraulice şi pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboţi etc.
- **Organe** de maşini de uz general (angrenaje, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibraţii)
- **Organizarea** proceselor de fabricaţie în atelierele de prelucrări şi montaj
- **Codificarea** informaţiilor pentru prelucrarea automată a datelor
- **Balanţarea** capacităţilor de producţie
- **Planificare**, programare, urmărire a producţiei
- **Tehnologii** tipizate şi normative de timp

Laboratorul de organe de maşini



Laboratorul de acţionări hidraulice

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXIX, Nr. 11, NOIEMBRIE 1977

1978 FEB. 0

CUPRINS

PEREȘ, GH., POPESCU S., NĂSTĂSOIU, S., IONIȚĂ, T., OLTEANU, C. :	**Cercetarea cu ajutorul calculatorului Felix C-256, a solicitărilor dinamice din transmisia autocamionului ROMAN 8135 – F.**	535
RAICU, A., STĂNESCU, C. :	**Proiectarea cu ajutorul calculatorului electronic Felix C – 256, a camelor disc utilizate la strungurile automate monoax.**	540
STEPAN, A., AMUZA, R. :	**Model matematic de programare și urmărire a producției pe calculator.**	544
MUNTEANU, M., BALINT, Z. :	**Asupra plăcii infinite cu mai multe găuri, încărcate prin intermediul bolțurilor, în regim elastic și elasto-plastic.**	547
FÜLOP, A., ISTVAN, F. :	**Aplicarea miezurilor ceramice în turnarea de precizie cu modele ușor fuzibile.**	554
GERU, N., FLORIAN, E., URSACHE, M. :	**Reducerea consumului de metal la prelucrarea prin așchiere prin aplicarea tratamentelor termice.**	558
MIULESCU, P. :	**Influența procedeului și a sculei de danturare asupra factorului de formă la calculul de rezistență al angrenajelor cilindrice.**	561
CONSTANTIN, F. :	**Considerații privind un nou procedeu și sculă pentru obținerea rotorului distribuitor prin injecția bachelitei.**	563
IEREMICIU, T. :	**Unele considerații privind dimensionarea barelor de calibrare pentru traductoare extensometrice rezistive.**	567
KLEIN, D. :	**Traductor de cuplu cu mărci tensometrice.**	571
CIOCLOV, D., SALA, F. : BALATON, Z.	**Influența tehnologiei asupra contracției transversale a îmbinărilor sudate cap la cap.**	576
SBÎRCEA, R.	**TIH – 445 rezultat al colaborării tehnice dintre R.S.România și R. D. Germană.**	583

Revista apare sub îndrumarea:
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Șerban Teodorescu

S U M A R

CZ : 681.31 : 629.114.4

Pereş, Gh., Popescu, S., Năstăsoiu, S., Ioniţă, T., Oltcanu, C. : **Cercetarea cu ajutorul calculatorului Felix C-256, a solicitărilor dinamice din transmisia autocamionului ROMAN 8135-F.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11 p. 535, 5 fig., 1 tab., 7 ref.

CZ : 681.31 : 621.941.23

Raicu, A., Stănescu, C. : **Proiectarea cu ajutorul calculatorului electronic Felix-C-256, a camelor-disc utilizate la strungurile automate monoax.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 540, 9 fig., 1 tab., 20 ref.

CZ : 681.31

Stepan, A., Amuza, R. : **Model matematic de programare şi urmărire a producţiei pe calculator.**

Construcţia de maşini, 29)1977), nr. 11, p. 544, 4 fig., 4 ref.

CZ : 621.7

Munteanu, M., Balint, Z. : **Asupra plăcii infinite cu mai multe găuri, încărcate prin intermediul bolţurilor, în regim elastic şi elasto-plastic.**

Construcţia de maşini, 29(1977), nr. 11, p. 547, 9 fig., 1 tab., 6 ref.

CZ : 669—145

Fülop, A., Istvan, F. : **Aplicarea miezurilor ceramice în turnarea de precizie cu modele uşor fuzibile.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 554, 9 fig., 12 ref.

CZ : 621.78 : 621.91.07

Geru, N., Florian, E., Ursache, M. : **Reducerea consumului de metal la prelucrarea prin aşchiere prin aplicarea tratamentelor termice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 558, 5 fig., 5 tab., 12 ref.

CZ : 621.831

Miulescu, P. : **Influenţa procedeului şi a sculei de danturare asupra factorului de formă la calculul de rezistenţă al angrenajelor cilindrice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 561, 3 fig., 6 ref.

CZ : 621.7

Constantin, F. : **Consideraţii privind un nou procedeu şi sculă pentru obţinerea rotorului distribuitor prin injecţia bachelitei.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 563, 4 fig, 4 ref.

CZ : 621.314.1

Ieremiciu, T. : **Unele consideraţii privind dimensionarea barelor de calibrare pentru traductoare extensometrice rezistive.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 567, 7 fig., 5 ref.

CZ : 621.314.4

Klein, D. : **Traductor de cuplu cu mărci tensometrice.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 571, 7 fig., 1 ref.

CZ : 621.793.762

Cioclov, D., Sala, F., Balaton, Z. : **Influenţa tehnologiei asupra contracţiei transversale a îmbinărilor sudate cap la cap.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 576, 9 fig., 6 ref.

CZ : 327(R) (430.11)

Sbîrcea, R. : **TIH-445 rezultat al colaborării tehnice dintre R.S. România şi R. D. Germană.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 583, 16 fig.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

ATTENTION

Les lectures étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

ACHTUNG!

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex: 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

ВНИМАНИЕ!

Читатели иностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136—137. Telex 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie nr. 3.

Revista „CONSTRUCŢIA DE MAŞINI", organ al Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini din Republica Socialistă România. Redacţia la: Oficiul de Informare documentară pentru industria construcţiilor de maşini, cu sediul în Bucureşti, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 sau 50.40.90 şi 50.50.25/interior 253. Instituţiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poştal la ICPTCM, şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, Sector 5, pentru revista„ Construcţia de maşini". Tarif pentru instituţii şi întreprinderi: lei 150 anual, pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 70 anual. Costul unui exemplar: lei 8.
Tiparul: Întreprinderea poligrafică „Informaţia" Bucureşti, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7553.

Taxele poştale plătite în numerar pentru anul 1976, conform aprobării C.P.T. nr. 137/6332/1975.

41.042

CONTENTS

DC:681.31:629.114.4

Pereş, Gh., Popescu S., Năstăsoiu, St., Ioniță, T., Oltcanu, C.: **Dinamic load analysis within ROMAN 8135-F truck transmission with the help of a FELIX C 256 minicomputer.**

A sinthesis and informative presentation of some dynamic transitory operating regimes within ROMAN 8135—F truck transmission, i.e. actuating, starting and gear-shift switching on.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 535, 5 fig., 1 tab., 7 ref.

DC: 681.31 : 621.941.23

Raicu, A., Stănescu, C.: **The projection of jaws, which are utilized at the automatic lathe by the help of electronic computer FELIX C—256.**

There is used a project method of jaws whide are utilized at the automatic-lathe. The method consists in the elaboration of a calculating program of FORTRAN IV language for the electronic computer FELIX C 256. The time necessary for this operation, that means for the jaws projection, shoud be reduced from some days, to a few hours.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 540, 9 fig., 1 tab., 20 ref.

DC: 681.31

Stepan, A., Amuza, R.: **Mathematic model for production programming and tracking on computer.**

It is shown in this article a mathematic model of programming and governing for mass production of a car building factory, through graphical methods and through formulas deducted from these. To make a connection with the processing on computer of the data from production programming and governing system, the logical diagramm for result pick up, is presented too, as well as, the data picking up principle.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 544, 4 fig., 4 ref.

DC: 621.7

Munteanu, M., Balint, Z.: **About the endless plate with elasticly and elasto-plastically pin-loaded bores.**

This is a presentation of an endless, constant thickness plate, of several pin-loaded bores and of a theoretical two-purpose analysis: one regarding bores interaction within a linear-elastical domain, by numerically solving the biharmonical equation of the elastic theory, placing requirements on contour line with the help of the least squares method; the other one dealing with cases beyond the elastic limitations, by developing the plastic zones around the bore and also dealing with variations in the distortion and stress field and with bore out-of-roundness events, when pin force rises, all these basing on infinite compound method. Maximum distortion value and location are also dealt with. As for the theoretical results they are being experimentally tested with the help of several photo-elastic models. In the end there are given certain hints regarding strength calculus of such workpieces.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 547, 9 fig., 1 tab., 6 ref.

DC: 669 — 145

Fülop, A., Istvan, F.: **Use of ceramic cores in precision investment casting.**

The use of preformed ceramic cores for producing internal cavities in castings, offers the investment casting process a competitive advantage over other metal forming processes. The methods proposed by the authors for manufacturing ceramic cores assures the following characteristics:

— high temperature strength and stability to 1600°C;
— no metal — mold reactions;
— the thermal expansion of cores is compatibil with the ceramic mold;
— high gas-permeability;
— the ceramic core can be dissolved in sodium hidroxide for cleaning.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 554, 9 fig., 12 ref.

DC: 621.78 : 621.91.07

Geru, N., Florian, E., Ursache, M.: **Reduction of metal consumption in cuting pocessing by applying heat treatments.**

Cutting workability of alloyed and carbon steels is studied by means of:

— boring dust quantity between 2 cuttings of the tool;
— consumption of cutting tools;
— roughness curves of the processed surfaces.

Two steels: 13 CN 25 and 14 CrNi 18 have been studied from the standpoint of the influence of strip structure on cutting workability, as well as, of the possibility of removing these structures by heat treatments.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 558, 5 fig., 5 tab., 12 ref.

DC: 621.831

Miulescu, P.: **Influence of gear cutting tool and method upon the form factor when calculating spur gearing strength.**

A presentation of a calculating method for the form factor of the involute gear tooth function of the gear cutting tool and method. It is also a contribution to find out the links among tooth form, cutting tool data, form factor and gear life.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 561, 3 fig., 6 ref.

DC: 621.7

Constantin, F.: **The tehnological parameters and long-out of tools, using the bakelite injectori.**

This work containes some indications regarding the tehnology of obtaining pieces through the bakelite injectori method, rules for the stamp lay-out, experimental data, features of the motor-car and other advantages of this tehnology, in comparison to the pressing method in a stamp. The reference piese is the spark spreader at the DACIA 1300 typ, motor car wich has a metal fitting.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 563, 4 fig., 4 ref.

DC: 621.341.1

Ieremiciu, F.: **Considerations concerning dimensioning of strain gage calibration beams.**

Based on a new non-dimensional parameters, the error is analysed, which arises by acceptance of a linear relationship between strain and total displacement of a strain gage calibration elastic beam of constant transverse section. The parameter describes the rigidity of the beam and leads to the pertinent evaluation of necessary dimensions in order to keep the error below required admissible values.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 567, 7 fig., 5 ref.

DC: 621.314.1

Klein, D.: **Torque pick-up with wire strain gauges — study and practical execution.**

An analysis of how wire strain gauges torque pick-ups could be achieved for measuring torqes from rotating shafts and a detailed handling of choice with regard to the material for its sensitory element and a description of the 200 daNm achieved as compared to the imported one.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 571, 7 fig., 1 ref.

DC: 621.793.762

Cioclov, D., Sala, F., Balaton, Z.: **A model for transverse free shrinkage of the butt welds.**

A model of transverse free shrinkage of single run butt welds is developed. The model takes into account the heat imput the thickness and the extension of the welded plates as well as, the width of the molten pool. The experimental results confirm the proposed model. When various technological procedures were compared, the high rate deposition procedure were most effective in mitigation transverse shrinkage.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 576, 9 fig., 6 ref.

DC: 327(R) (430.11)

Sbircea, R.: **TIH-445-A result of technical collaboration between Rumania and German Democratic Republic.**

TIH-445 was designed and tested by Research and Design Institute for Motor-Vehicles and Tractors but it is build by Farm Machinery and Tractors Co. in Craiova. It includes U.445 tractor subassemblies made up of Tractors Co. Braşov and T.159 loader are made up of ROTES BAMMER Co. in DOBELN — GDR. Because of its attached equipment TIH-445 could be employed in various ranges such as: farming, building, forestry economy etc. In 1976 it was holding a golden medal at International Fair. in ZAGREB and BRNO.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 11, p. 583, 16 fig.

SOMMAIRE

CD : 681.31 : 629.114.4
Pereș, Gh., Popescu, S., Năstăsoiu, St., Ioniță, T.,Olteanu- C. : **La recherche des sollicitations dynamiques de la transmission du poids lourd roman 8135-F a l'aide du calculateur FelixC-256**
L'ouvrage a un caractère de synthèse et d'information, en étudiant les régimes dynamiques transitoires du poids lourd ROMAN 8135 F, le démarrage et le régime d'accouplement des échelons de vitesse.
Constucția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 535, 5 fg., 1 tab., 7 ref.

CD : 681.31 : 621 941.23
Raicu, A., Stănescu, C. : **La projection des cames-disque utilisées aux tours automatiques monobroches à l'aide de l'ordinateur électronique FELIX C-256.**
On y présente une méthode deprojection des cames-disque utilisées aux tours automatiques monobroches. La méthode consiste dans l'élaboration d'un programme de calcul en langage FORTRAN IV pour l'ordinateur électronique FELIX C-256. Le temps nécessaire à la projection des cames diminue de quelques jours à quelques heures.
Construcția de mașini, 29 (1977), noî 11, p .540 ,9 fig., 1 tab., 20 ref.

CD : 681.31
Stepan, A., Amuza, R. : **Modèle mathématique concernant la planification et la poursuite de la production sur l'ordinateur.**
Cet article présente un modèle mathématique d'arrangement de programme et de surveillance de la production, pour une production de série dans une usine d'automobiles par des méthodes graphiques et par des formules déduites de ces graphiques. Pour faire une liaison avec l'arrangement sur ordinateur des données du système de classification et de la surveillance de la production, on presente ausi le schéma logique de l'extraction des résultats, ainsi que le principe de collectage des données.
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 544, 9 fig., 12 ref.

CD : 621.7
Munteanu, M., Balint, Z. : **Sur les plaques infinies avec plusieurs trous chargés par des boulons, en regime flexible et élasto-plastique.**
On étudie une plaque infinie à épaisseur constante, qui contient plusieurs trous chargés par des boulons. L'étude est exécutée surtout théoriquement et poursuit deux objectifs : l'influence réciproque des trous, une analyse faite dans le domaine linéaire — élastique par la résolution numérique de l'équation biharmonique de la théorie de l'élasticité et la mise des conditions sur le contour à l'aide de la méthode des moindres carrés et le développement de la zone plastique autour du trou dans le cas du dépassement de la limite d'élasticité. Dans ce dernier cas on étudie aussi la modification du champ de tension et de déformation, ainsi que l'ovalisation du trou concernant l'augmentation de la force à l'intérieur du boulon, en utilisant la méthode de l'élément fini. On a tenu compte de la valeur et du lieu de maximum déformation. Les résultats théoriques sont vérifiés expérimentalement à l'aide des modèles photo-élastiques.
A la fin on donne quelques suggestions concernant le calcul de résistance des pièces discutées.
Construcța de mașini, 29 (1911), no. 11, p. 547, 9 fig., 1 tab., 6 ref.

CD : 669 — 145
Fülop., A., Istvan, S. : **L'application des noyaux céramiques dans la coulée de precision avec des modeles facile fusibles.**
L'utilisation des noyaux céramiques préformés pour produire des cavités et des troux dans le piéces coulées confèrent d'incontestables avantages à la coulée de précision, par rapport à n'importe quelle méthode d'usinage des métaux. Les noyaux céramiques préfabriqués selon la méthode élaborées par des auteurs accomplissent parfaitement les conditions suivantes :
— ils ont de la stabilité mécanique et dimensiunelle jusqu'à 1600°C ;
— ils n'entrent pas en réaction avec le métal fondu ;
— ils sont compatibles avec les croûtes céramiques ;
— ils sont perméables aux gaz ;
— ils peuvent être éliminés des piéces coulées par la dissolution en coulée ou solution 30% d'hydroxid de sodium .
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 554 ,9 fig., 12 ref.

CD : 621.78 :621 91.07
Geru, N., Florian, E., Ursache, M. : **Diminution par traitements thermiques de la consommation de métal lors de l'usinage par enlevement de copeaux.**
L'usinage des aciers carbone et alliés par enlèvement de copeaux est étudié en fonction des facteurs suivants :
— quantité de copeaux resultée entre deux affûtages ;
— consommations d'outils à découper ;
— courbes de rugosité des surfaces usinées.
L'étude a été faite sur deux aciers 13 C N 25 et 14 Cr Ni 18— en tenant compte de l'influence des structures en bandes sur l'usinage par enlèvement de copeaux, et de la possibilité d'éliminer ces structures par des traitements thermiques.
Constructa de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 558, 5 fig., 5 tab., 12 ref.

CD : 621 831
Miulescu, P. : **L'influence de procédé et de l'outil de denture sur le facteur de forme pour le calcul de résistance des engrénages cylindriques.**
L'ouvrage présente une methode de calcul du facteur de forme des dents aux engrénages cylindriques en développante en fonction du procédé et de l'outil de denture.
Elle constitue une contribution à l'établissement des liens entre la forme de la denture, les paramètres de l'outil, le facteur de forme et respectivement, la durabilité de l'engrénage.
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 561, 3 fig., 6 ref.

CD :621.7
Constantin, F. : **Les paramètres technologiques et la projection des outils pour le procédé d'injection de la bakélite.**
On y donne qeulques indications (et recommandations) concernant la technologie d'obtenir les pièces par injection de la bakélite, des règles pour la projection des moules, des données expérimentales, des caractéristiques de la machine, ainsi que les avantages de cette technologie, en comparaison avec le pressage de la bakélite dans le moule. La pièce à laquelle on fait des références est le rotor du distributeur d'étincelles de l'auto DACIA 1300, pièce à l'induit métallique.
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 563, 4 fig., 4 ref.

CD : 621.314.1
Ieremiciu, T. : **Quelques considérations sur la détermination des dimensions pour le calibrage des traducteurs extensometriques resistives (TER).**
On y analyse l'erreur produite en admettant une relation linéaire entre la déformation spécifique et la flèche mesurée sur les barres à section constante sollicitée a fléxion qui sont utilisées au calibrage de TER, se basant sur un nouveau paramètre adimensionnel qui caractèrise la rigidité (la flexibilité) de ces barres-ci et qui permet l'établissement des dimensions nécessaires pour maintenir ces erreurs sous un certain niveau préetabli.
Construcția de mașini, 29, (1977) no. 11, p. 567, 7 fig., 1 ref.

CD :621 .314.1
Klein, D. : **Traducteurs de couple à éléments tensiométriques.**
On y étudie la possibilité de réaliser des traducteurs de couple à éléments tensiométriques pour mesurer les couples transmis par les arbres en rotation. On y traite minutieusement le problème du choix du matérial pour l'élément sensible du traducteur et on présente le traducteur de 200 daNm réalisé, comparable à celui importé.
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 571, 7 fig., 1 ref.

CD : 621. 793 . 762
Cioclov, D., Sala, F., Balaton, F. : **L'influence de la technologie sur la contraction transversale des assemblages soudées bout à bout.**
L'ouvrage développe un modèle d'évaluation de la contraction transversale libre des assemblages soudées bout à bout par une seule couche. Le modèle démontre l'influence de l'apport de chaleur de l'épaisseur et des dimensions des éléments soudés, de la largeur du bain de fusion constitué par soudage. Les vérifications expérimentales sont en conformité avec le modèle proposé. Les résultats expérimentaux obtenus par les procédés de soudage mixtes WIG et manuel avec électrode enrobé, ainsi que WIG et MAG semiautomatique ont mis en évidence une diminution de la contraction transversale libre lorsque :
a) on élimine l'interstice de la racine ;
b) on diminue le nombre des couches ;
c) on utilise des électrodes au taux élevé de dépot.
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p. 576, 9 fig., 6 ref.

CD : 327 (R) (430.11)
Sbircea, R. : **TIH-445 résultat de la collaboration technique entre Roumanie et la Republique Democrate Allemande.**
TIH-445 a été projété et expérimenté à l'Institut de recherche et projection pour véhicules-moteur et tracteurs Brașov, mais il est exécute à l'Entreprise pour tracteurs et machines — agricoles de Craiova. Il comprend des sous-ensembles appartenant au tracteur U 445 fabriqués par l'Entreprise pour tracteurs — Brașov et d'un bras de chargement T.159 fabriqué par ROTES BAMMER de DOBELN — R.D.A. Grace à l'équipment qui peut être attaché, TIH-445 peut être utilisé en divers domaines comme : agriculture construction, économie forestière, etc. En 1976 il a recu al médaille d'or aux Fores internationales de Zagreb et Brno.
Construcția de mașini, 29 (1977), no. 11, p.583,16 fig.

INHALTSVERZEICHNIS

DK: 681.31 : 629.114.4
Pereş, Gh., Popescu, S., Năstăsoiu, St., Ioniţă, T., Olteanu, C. : **Untersuchung der dynamischen Beanspruchung im Getriebe des Lkw-ROMAN 8135 — F mit Hilfe des Rechners FELIX C-256.**

Diese zusammenfassende und informative Arbeit untersucht einige dynamischen veränderlichen Betriebsarten (Ansprechen, Anfahren und Schalten der Gangstufen) des Getrieben auf ROMAN 8135 F.
Construcţia de maşini, 29 (1977). Nr. 11, S. 535, 5 bild., 1 tab., 7 ref.

DK: 681.31 : 621.941.23
Raicu, A., Stănescu, C. : **Projektierung von Kurbelscheiben bei monoax-automatischen Drehbänken mit Hilfe von elektronischen Kalculator FELIX C-256.**

Es handelt sich um eine methode, zur Projektierung der Kurbelhubscheibe, bei monoax-automatischen Drehbänken. Die Methode besteht in der Entwicklung der FORTRAN IV Sprache für den elektronischen Kalculator FELIX C-256.

Die zur Kurbelscheibe benotigte Projektierungszeit, wird somit von einigen Tagen, auf einige Studen verringert.
Constucţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 540, 9 bild., 1 tab., 20 ref.

DK: 681.31
Stepan, A., Amuza, R. : **Matemathisches Muster für Programierungs und Verfolgungs produktion auf der Rechenmaschine.**

In dem gegenständlichen Artikel ist ein matemathisches Muster der Programmierung und Verfolgung der Serienerzeugung eines Maschinen -unternehmens, durch graphische Methoden und die daraus abgebieteten Formeln, vorgestellt.

Um eine Vernindung mit der Verarbeitung der Daten des Programmierungs und Verfolgungssystem der Produktion auf der Rechenmaschine vorzunehmen, wird auch das logische Schema der Entnahme der Ergebnisse, wie auch das Prinzip der Datensammlung beschrieben.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 544, 4 bild., 4 ref.

DK: 621.7
Munteanu, M., Balint, Z. : **Uber die unendlich beanspruchbaren Platten mit mehreren durch Bolzen belasteten Bohrungen, bei plastischen und elastoplastischen Betriebsarten.**

Hiermit analysiert man die unendlich beanspruchbaren, konstantdicken Platten mit mehreren durch Bolzen belasteten Bohrungen. Es ist mehr ein teoretisches Studium, das zwei Ziele bezweckt: den gegenseitigen Einfluss der Bohrungen, eine Analyse in linearer-elastischen Betriebsart durch numerische Lösung der biharmonischen Gleichung der Elastizitätstheorie und durch Forderungen aufsetzen auf der Randlinie mit Hilfe der Methode für die kleinsten Quadraten und durch Entwicklung der plastischen Zone um der Bohrung, wenn die Elastizitätsgrenze Überschreitet ist. Im letzten Fall untersucht man auch die Veränderung des Deformations-und Spannungsfeld, als auch das Unrundwerten, der Bohrung, wenn die Kraft im Bolzen wächst, durch der Methode des Endelementes. Wert und Stellung der max. Deformation hat man auch im Auge.

Die theoretischen Ergebnisse analysiert man experimental mit Hilfe einer photo-elastischen Modelle. Letzten Endes bringt man einige Eingebungen über der Festigkeitsberechnung solcher Werkstücke.
Construcţia de maşini, 29(1977), Nr. 11, S. 547, 9 bild., 1 tab., 6 ref.

DK: 669 — 145
Fulop, A., Istvan, F. : **Die Anwendung von Keramikkernen in Feingiessverfahren.**

Die Verwendung von keramischen Kernen beim Feinigiessen von Werkstüken mit Hohlräumen und Bohrungen verschiedener und besonders komplizierter Formen, vermehrt die Vorteile dieses Verfahrens erheblich. Die nach der von den Autoren ausgearbeiteten Methode, hergestellten Keramikkerne entsprechen weitgehend den gestellten Anforderungen und erfüllen folgende Bedingungen:

— mechanische und Formstabilität bis 1600°C;
— keine chemischen Reaktionen mit der Metallschmelze;
— Kompatibilität mit der keramischen Schale;
— entsprechende Gasdurchlässigkeit;
— Löslichkeit in Natronlaugeschmelze.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 554, 9 bild., 12 ref.

DK: 621.78 : 621.91.07
Geru, N., Florian, E., Ursache, M. : **Verminderung des Metallverbrauches bei der spanabhenden Bearbeitung durch Einsatz von Wärmebehandlungen.**

Die Zerspanbarkeit der legierten und der Kohlenstoffstähle wurde studiert mit Hilfe:

— der Spanmenge zwischen 2 Schleifvorgänen des Werkzeug;
— Verbrauch an spanabhenden Werkzeugen;
— Rauheitskurven der bearbeiteten Oberflächen;

Es wurden 2 Stahlsorten 13 CN 25 und 14 CrNi 18, im Hinblick auf den Einfluss des schieferigen Gefüges, auf die Zerspan barkeit, als auch die Möglichkeit diese Gefüge durch Wärmebehandlungen zu beseitigen, studiert.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S 558, 5 bild., 5 tab., 12 ref.

DK: 621.831
Miulescu, P. : **Einfluss des Verzahnverfahrens u. — Werkzeuges über den Formfaktor bei Festigkeitsberechnung der Stirngetriebe.**

Die Arbeit stellt eine Methode zur Berechnung des Zahn-Formfaktors der Evolventengetriebe, abhängig vom Verzahn verfahren u.-Werkzeug, dar. So stellt man die Verbindung zwischen Zahrform, Werkzeugcharakteristiken, Formfaktor und Getriebefestigkeit fest.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S 561, 3 bild., 6 ref.

DK: 611.7.
Constantin, F. : **Technologische Parameter und Werkzeug projizierung durch Bakellit injektierung.**

Diese Arbeit betrifft einige Hinweise zur Erzielung der Bestandteile durch Backellitinjektierung; Ausserdem sind Regeln betreffend die Matritzen-projizierung, Characteristiken der Maschinen, experimentelle Angaben, sowie auch Vorteile dieser Technologie, in Vergleich zur Pressung angegeben. Der Referenz bestandteil ist der Funkenverteiler der Personenkraftewagen DACIA 1300 mit Metallbewehrung.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 563, 4 bild., 4 ref.

DK: 621.314.1
Ieremiciu, T. : **Einige Betrachtungen über die Bemessung der Biegebalken für die Kalibrierung von Dehnungsmess-streifen (DMS).**

Aufgrund eines neuen adimensionalen Parameters wird der Fehler untersucht, der durch Annahme einer linearen Beziehung zwischen Dehnung und gemessener Durchbiegung von Biegebalken konstanten Querschnitts bei der Kalibrierung von DMS bewirkt wird. Der Parameter beschreibt jeweils die Starrheit des Biegebalkens und ermöglicht die Bestimmung der erforderlichen Abmessungen damit der Fehler unter dem angesetzten zulässigen Wert gehalten werden kann.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 567, 7 bild., 5 ref.

DK: 621.314.1
Klein, D. : **Drehmomentgeber mit Dehnungsmesstreifen — Studium und praktische Durchführung.**

Es wird die Verwirklichungsmöglichkeit der mit Dehnungsmesstreigen vorgesehenen Drehmomentgeber zur Messung der von drehenden Wellen übertragbaren Torsionsmomente analysiert, Werkstoffauswahl für die feinfülligen Elemente des Gebers behandelt, als auch der 200 daNm hergestellte Drehmomentgeber beschrieben.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 571, 7 bild., 1 ref.

DK: 621.793.762
Cioclov, D., Sala, F., Balaton, Z. **Einfluss der Schweisstechnologien auf die Querschnittschrumpfung bei Stosschweissverbindungen.**

In dieser Arbeit wird ein Modell für die Bewärtung der freien Querschnittschrumpfung der einreihigen Stosschweissverbindungen entwicklet. Das Model hebt den Einfluss der Wärmeeinführung, der Dicke und Ausmasse der geschweisten Elemente, der Breite des Schweissbades welches sich durch das Schweissen bildet, hervor. Die Versuche sind im Einklang mit dem vorgeschlagegen Modell. Die Versuchsergebnisse, welche durch das kombinierte WIG und Lichtbogengandschweissen, als auch durch das WIG und MAG Schweissen erreicht wurden, brachten hervor dass man eine Verhinderung der freien Querschrumpfung dann erreichen kann, wenn man:

a) die Wurzelöffnung ausscheidet
b) die Schichtenzahl verringert
c) Elektroden mit grosser Schweissrate verwendet.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 576, 9 bild., 6 ref.

DK: 327 (R) (430.11)
Sbircea, R. : **TIH — 445 — Verwirklichung der technischen Zusammenarbeit Rumäniens — D.D.R.**

TIH — 445 wurde von I.C.P.A.T. — Braşov gestaltet und erprobt und ist von I.T.M.A. (Betrieb f. Schleppern u. Landmaschinen) — Craiova hergestellt.

Er besitzt Unterbaugrupen des von „Tractorul'' Betrieb hergestellten U 445-Schleppers und des von Rotes Bammer-Böbeln, D.D.R., hergestellten T 159 Aufladers. Infolge der auf ihm anschliessbaren Vorrichtungen, kann man TIH — — 445 auf viele Gebiete verwender, wie z.B.: Landwirtschaft, Bau-industrie, Holzwirtschaft, usw.

TIH — 445 wurde in Internationalen Messen Zagreb und Brno mit Gold ausgezeichnet.
Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 11, S. 583, 16 bild

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 681.31 : 629.114.4
Переш, Г., Попеску, С., Нэстэсою, Ст., Ионицэ, Т., Олтеану, Ч.: **Исследование динамических нагружений трансмиссии грузового автомобиля ROMAN 8135-F с помощью ЭВМ FELIX С-256.**

Испытаине имеет информационный и обобщенный характер, рассатривая отдельные переходные динамические режимы работы трансмиссии грузового автомобиля ROMAN 8135-F, трогание с места, ускорение и режим переключения передач.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 535, 5 фиг., 1 таб., 7 реф.

ДК : 681.31 : 621.941.23
Райку, V., Стэнеску, К.: **Проектирование круговых кулаков использованных у одношпиндельных токарных автоматов с помощью калькулятора FELIX С—256.**

Излагается метод проектирования круговых кулаков утилизированных к одношпиндельных токарных автоматов. Метод заключается в выработке одной расчётной программе на языке FORTRAN IV для электронного калкулятора FELIX С — 256. Полезное время для проектирования круговых кулаков уменьшается от некоторых дней к всё же некоторых часов.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 540, 9 фиг., 1 таб., 20 реф.

ДК : 681.31
Степан, А., Амуза, Р.: **Математический образец для программирования и преследования производства при помощи калкулятора.**

Представляется математический модель программирования и преследования серийного производства одного машиностроительного предприятия по графическому методу и по формулам полученным птуём вывода из этого метода стобь сделать связи с переработкой при помощи калькулятора данных системы программирования и преследования продставлена логическая схема добывания результатов, как и тип собрания данных.

Construcţia de maşini 29 (1977), н. 11, стр. 544, 4 фиг., 4 реф.

ДК : 621.7
Мунтеану, М., Балинт, З.: **К вопросу бесконечном плиты с отверстиями, нагруженными посредствой болтов в упругом и упруго-пластическом режимах.**

В работе изучается бесконечная плита постоянной толщины с отверстиями, нагруженными посредством болтов. Работа имеет особенно теоретический характер и развивает два вопроса: взаймное влияние отверстий, при этом анализ касается линейно-упругой области путем цифрого решения бигармонического уравнения теории упругости и расположение условий по контуру с помощью метода наименьших квадратов и развитие пластической зоны вокруг отверстия в случае превышения предела упругости, в этом последнем случае изучалась тоже и модификация поля напряжений и деформаций, а также и овализация отверстия в связи с ростом усилия в болте путем применения метода конечного элемента. Имелось в виду и значение и место максимальной деформации. Теоретические результаты проверились экспериментально с помощью фотоэластичных моделей. В заключение даются некоторые указания по расчету сопротивления таких даталей.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 547, 9 фиг. 1 таб., 6 реф.

ДК : 669 — 145
Фюлоп, А., Иштван, Ф.: **Применение керамических стержней при литье по выплавляемым моделям.**

Применение заранее изготовленных керамических стержней с целью получения дыров в отливках, имеет безусловные преимущества перед всяким другим методом обработки металлов.

Заранее изготовленные керамические стержни методом предлагаемым авторами выполняют следующие условия:

— имеют механическую прочность и не изменяют размер до 1600°С;
— не вступают в реакцию с выполненным металлом;
— совместимые с керамическими формами;
— они проницаемые для газов;
— они удаляются из отливков путьем растворения в плавке или в растворе гидроокиси натрия.

Construcţia de maşini 29 (1977), н. 11, стр. 554, 9 фиг., 12 реф.

ДК : 621.78 :721.91.07
Геру, Н., Флорян, Е., Урсаке, М.: **Уменьшение потребления металла при обработке резанием с помощью термической обработки.**

Обрабатываемость резанием углеродистых и легированных сталей изучена с помощью:

— обёма стружки между двумя заточками инструмента;
— кривых шероховатости обработанных поверхностей;
— потребления режущих истррментов;

Исследованы две стали: 13 CN 25 и 14 CrNi 18 с точки зрения влияния волокнистых структур на обрабатываемость резанием, а также возможности удаления таких структур при термической обработке.

Construcţia e maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 558, 5 фиг., 5 таб., 12 реф.

ДК : 621.831
Миулеску, П.: **Фактор формы, влияние способа и инструмента нарезания зубцов на этот фактор при расчете прочности цилиндрических зацеплений.**

Равбота представляет расчетный метод фактора формы зубьев эвольвентных зацеплений в зависимости от способа и инструмента нарезания зубцов.

Работа способствует установлению связей между формой зубьев, паарметрами инструмента, фактором формы и, соответственно, долговечностью зацеплеиня.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 561, 3 фиг., 6 реф.

ДК : 621.7
Константин, Ф.: **Технологические параметры и проектирование инструментов за процессом впрыскивания бакелита.**

Отдаваются некоторые указания по отношению к технолгоий достижения деталей с помощью впрыскивания бакелита, правилы для проектирования штампов, экспериментальные данные, технические характеристики также и преимущества этой технологий по сравнению с сдавливанием бакелита в штампе.

Обсужадемая деталь — с металлической арматурой — ротор распределители искр от легокбого автомобили DACIA 1300.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 563, 4 фиг., 4 реф.

ДК : 621.314.4
Иеремичу, Т.: **Некоторые соображения по определению размеров упругих стержней при калибровке экстензометрических резистивных датчиков (ЭРД).**

В работе обсуждается погрешность образуемая допуская применение линейного уравнения между специфической деформацией и прогибом, измененным на стержнях постоянного сечения, подвергнутых сгибу, примененных для калибровки ЭРД, на основе нового безразмерного параметра характеризующего упругость (гибкость) этих стержней и которая позволяет оценку необходимых размеров в виду удержли данных погрешностей ниже некоторого установленного уровня.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 567, 7 фиг., 5 реф.

ДК : 621.314.1
Клайн, Д.,: **Датчик крутящего момента с тензометричесйкими элементами.**

Изучается возможность осуществления датчиков крутящего момента с тензометрическими элементами для измерения крутящих моментов, передаваемых валами в ротационном движении. Подробно излагается вопрос выбора материала чувствительного элемента датчика и описывается изготовленный датчик крутящего момента на 200 даНм, который сравнивается с импортируемым датчиком.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 571, 7 фиг., 1 реф.

ДК : 621.793.762
Чоклов, Д., Флориан, С., Балатон, З.: **Влияние технологии на поперечную контракцию стыковых сварных соединений.**

В работе развивается модель оценки свободной поперечной усадки сварных стыковых соединеиий выполненных одним проходом. Модель выясняет влияние подачи теплоты, толщины и размеров сваренных элементов, ширины расплавленной ваны произведенной в процессе сварки. Опытные проварки соответствуют предложенной модели.

Опытные результаты, полученные способами комбинированной сварки с неплавляющим электродом и ручной с покрытым электродом, относительно неплавляющим электродом в полуавтоматических испытаний в углекислом газе выявили, что уменьшение свободной поперечной усадки получается если: а) устраняется расстояние у корня; б) уменьшается число слоев; в) употребляются электроды с большим количеством присадки.

Constiucţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 576, 9 фиг., 6 реф.

ДК : 327(R) (43011)
Сбырча, Р.: **TIH-445—результат техничэского сотрудничества между СРР и ГДР.**

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 11, стр. 583, 16 фиг.

C.Z: 681.31 : 629.114.4

Cercetarea solicitărilor dinamice din transmisia autocamionului ROMAN 8135—F cu ajutorul calculatorului FELIX C—256

Dr. ing. Gheorghe PEREŞ, dr. ing. Simion POPESCU, dr. ing. Stelian NĂSTĂSOIU — Universitatea din Braşov
Ing. Teodor IONIŢĂ, ing. Ciprian OLTEANU — ICPAT — Braşov

În condiţii reale de funcţionare, transmisiile autovehiculelor sînt supuse unor regimuri foarte variate de solicitare, care sînt fie regimuri dinamice tranzitorii (demarări şi porniri din loc, cuplări de viteze, frînări etc.), fie regimuri dinamice stabilizate. Cercetarea teoretică a sarcinilor dinamice care apar în transmisii în aceste regimuri se face prin modelarea dinamică şi matematică [3,4,5]. Prin rezolvarea modelelor matematice pe calculatoarele numerice se obţin, într-un timp relativ scurt, informaţii cu privire la mărimea şi caracterul variaţiei sarcinilor dinamice din transmisii.

Pornind de la aceste considerente, lucrarea de faţă îşi propune să studieze unele din regimurile dinamice tranzitorii de funcţionare a transmisiei autocamionului ROMAN 8135 F: pornirea din loc şi demarajului autocamionului şi regimul cuplării treptelor de viteze.

Transmisia autocamionului ROMAN 8135 F reprezintă, din punct de vedere dinamic, un sistem vibrant torsional de mare complexitate, alcătuit din mase de inerţie legate între ele prin elemente elastice şi cuplaje cu fricţiune, asupra căruia acţionează o serie de factori perturbatori, interiori şi exteriori [5]. Răspunsul sistemului la acţiunea acestor factori reprezintă solicitările dinamice variabile ce apar în organele transmisiei.

În urma analizei caracteristicilor constructive şi funcţionale ale transmisiei autocamionului ROMAN 8135 F, s-a stabilit modelul dinamic echivalent acesteia, format din 7 mase de inerţie (volanţi) legate între ele prin două cuplaje de fricţiune şi 5 arbori elastici imponderabili (fig. 1). Figura 1,a corespunde primei faze a procesului de demarare a autocamionului, cînd încă există patinare în ambreiaj ($\omega_1 > \omega_2$) iar figura 1,b corespunde fazei a II-a de demarare, cînd ambreiajul este cuplat complet, patinarea fiind nulă ($\omega_1 = \omega_2$).

În figura 1 şi în continuare:

cu J_i s-au notat momentele de inerţie:

J_1 — piesele în mişcare ale motorului;
J_2 — discul condus al ambreiajului;
J_3 — masele rotitoare din cutia de viteze;
J_4 — masele rotitoare ale transmisiei principale şi diferenţialului;
J_5 — masele rotitoare ale transmisiilor finale;
J_6 — roţile motoare;
J_7 — masa în translaţie a autovehiculului.

Constantele elastice $k_{i,i+1}$ simbolizează următoarele legături:

k_{23} — arborele primar şi intermediar al cutiei de viteze;
k_{34} — arborele secundar, arborele cardanic şi arborele pinionului transmisiei centrale;
k_{45} — arborii planetari;
k_{56} — arborii roţilor motoare;
k_{67} — pneurile roţilor motoare (constanta elastică tangenţială).

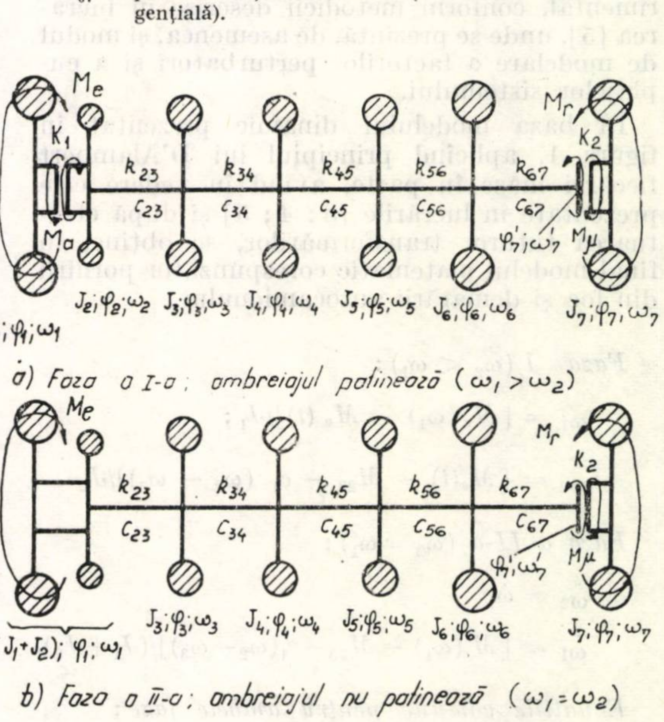


Fig. 1. Modelele dinamice echivalente ale transmisiei autocamionului, corespunzător celor două faze ale procesului cuplării ambreiajului.

Coeficienţii de amortizare corespunzători legăturilor dintre masele modelului (se consideră amortizări vîscoase), s-au notat cu $c_{i,i+1}$.

Alte notaţii folosite:

φ_i, $\omega_i (i=1, \ldots, 7)$ — deplasările şi, respectiv, vitezele unghiulare ale maselor;
K_1 — cuplajul cu fricţiune corespunzător ambreiajului;
K_2 — cuplajul ce ia în considerare aderenţa roţilor cu drumul;
M_e — momentul de torsiune dezvoltat de motor;
M_a — momentul de frecare transmis de ambreiaj în procesul cuplării şi patinării;

M_r — momentul de rezistență care ia în considerare rezistențele ce se opun deplasării autovehiculului (rezistența la rulare, rezistența aerului etc.)

Toate aceste mărimi sînt reduse la arborele ambreiajului, în baza echivalenței energetice dintre elementele constructive și funcționale ale automobilului real și modelul dinamic stabilit.

În procesul aderenței și patinării roților motoare, suprafața roților aflată în contact cu solul va avea o viteză diferită în raport cu viteza de deplasare a corpului autovehiculului; de aceea cu φ_7' și ω_7' s-au notat deplasarea și, respectiv, viteza unghiulară corespunzătoare acestei situații.

Valorile concrete ale momentelor de inerție și ale constantelor elastice ale elementelor de legătură s-au determinat prin calcul sau experimental, conform metodicii descrise în lucrarea [5], unde se prezintă, de asemenea, și modul de modelare a factorilor perturbatori și a cuplajelor sistemului.

În baza modelului dinamic prezentat în figura 1, aplicînd principiul lui D'Alambert fiecărei mase în parte, avînd în vedere cele prezentate în lucrările [3; 4; 5] și după efectuarea tuturor transformărilor, se obține, în final modelul matematic corespunzător pornirii din loc și demarării autocamionului:

Faza I $(\omega_2 < \omega_1)$:

$$\dot{\omega}_1 = [M_e(\omega_1) - M_a(t)]/J_1;$$

$$\dot{\omega}_2 = [M_a(t) - M_{23} - c_1(\omega_2 - \omega_3)]/J_2.$$

Faza a II-a $(\omega_2 = \omega_1)$:

$$\dot{\omega}_2 = \dot{\omega}_1$$

$$\dot{\omega}_1 = [M_e(\omega_1) - M_{23} - c_1(\omega_2 - \omega_3)]/(J_1 + J_2).$$

Ecuațiile comune pentru ambele faze:

$$M_a(t) = \begin{cases} \beta_d M_n t/t_1 & \text{pentru } o \leqslant t < t_1; \\ \beta_s M_n & \text{pentru } t \geqslant t_1; \end{cases}$$

$$M_a(\omega_1) = \frac{P_e}{\omega_1}\left[\alpha_1\left[\frac{\omega_1}{\omega_n}\right) + \alpha_2\left(\frac{\omega_1}{\omega_n}\right)^2 + \alpha_3\left(\frac{\omega_1}{\omega_n}\right)^3\right];$$

$$M_{23} + c_1(\omega_2 + \omega_3) \leqslant \beta_s M_n;$$

$$\dot{\omega}_1 = [M_{i,i+1} + M_{i+1,i+2} - c_{i-2}(\omega_{i-1} - \omega_i) - c_{i-1}(\omega_i - \omega_{i+1})]/J_i; \quad i = 3, 4, 5, 6;$$

$$M_\mu = M_{67} + c_5(\omega_6 - \omega_7');$$

$$M_\mu \leqslant M_{\mu max};$$

$$\eta_\delta = \eta_\delta(M_\mu);$$

$$\dot{\omega}_7 = (M_\mu - M_r)/J_7;$$

$$\omega_7' = \omega_7/\eta_\delta;$$

$$\dot{M}_{i,i+1} = k_{i-2}(\omega_{i-1} - \omega_i); \quad i = 3, 4, 5, 6;$$

$$M_{67} = k_5(\omega_6 - \omega_7');$$

$$M_r = M_{ro}\ sign\ \omega_7.$$

Din motive de generalizare a problemei, constantele elastice s-au notat cu $k_i(i=1,\ldots,5)$ iar constantele de amortizare cu $c_i(i=1,\ldots,5)$. Față de notațiile din figura 1, mai intervin următoarele mărimi:

β_s, β_d — coeficientul static și, respectiv, dinamic de rezervă al ambreiajului;
t_1 — timpul de cuplare al ambreiajului;
M_n — momentul de torsiune nominal al motorului;
η_δ — coeficientul pierderilor de viteză a corpului automobilului ca urmare a patinării roților motoare;
$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ — coeficienții necesari descrierii matematice a variației puterii efective P_e cînd se cunoaște caracteristica externă a motorului;
P_n — puterea nominală a motorului;
ω — viteza unghiulară nominală a motorului;
$M_{i,i+1}(i = 2, \ldots, 6)$ — momentele de torsiune elastice din elementele de legătură ale modelului;
$M_{\mu max}$ — valoarea maximă a momentului de torsiune ce poate fi transmis din condiția de aderență a roților motoare cu drumul;
M_{ro} — valoarea inițială a momentului rezistent.

Modelul matematic obținut reprezintă un sistem de ecuații diferențiale de ordinul întîi; pentru prima fază a procesului de demarare este compus din 12 ecuații diferențiale iar pentru faza a II-a din 11 ecuații diferențiale. Sub această formă, poate fi folosit și la studiul regimurilor dinamice stabilizate de funcționare ale autocamionului.

În compunerea modelului matematic intervin și unele ecuații și inecuații algebrice, ce descriu factorii perturbatori, restricțiile la care sînt supuși aceștia precum și anumite variabile dependente. Rezolvarea exactă a sistemului de ecuații este foarte dificilă, de aceea s-a folosit metoda de integrare aproximativă Runge-Kutta Gill [1; 2; 6; 7], care este transpusă în limbajul FORTRAN—IV al calculatoarelor numerice de mare capacitate, fiind cunoscută ca o procedură externă denumită RKGS. În afară de metoda de integrare amintită, mai sînt și alte metode, descrise în mod amănunțit în lucrările [1; 2; 6; 7].

S-a apelat la această metodă de calcul deoarece pornește singură adică necesită un singur rînd de valori inițiale pentru variabilele dependente (la valoarea inițială a argumentului), lucru ce nu trebuie deloc neglijat la studiul

sistemelor de ecuaţii diferenţiale cu un număr mare de variabile şi mai ales atunci cînd apar şi neliniarităţi. Metoda de rezolvare este stabilă, procesul de integrare putînd să continue un număr foarte mare de paşi de integrare fără să apară erori mari. În vederea rezolvării pe calculatorul FELIX C-256, mărimile de bază ale modelului matematic s-au transpus în limbajul FORTRAN-IV şi sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Mărimile de bază ale modelului matematic transpuse în limbajul FORTRAN IV

Mărimea	Simbol FORTRAN	Mărimea	Simbol FORTRAN	Mărimea	Simbol FORTRAN
Me	EMT	βs	BS	J7	A(7)
Ma	AMT	βd	BD	R23	A(8)
Mamax	AMM	Mμmax	FIMM	R67	A(12)
α_1	C1	Mf	FM1	ω_1	Y(1)
α_2	C2	t1	T1	ω7	Y(7)
α_3	C3	t1	X	M23	Y(8)
ωn	X1	ηδ	DN	M67	Y(12)
Pn	P1	J1	A(1)		

Integrarea modelului matematic se realizează considerînd ca variabilă independentă timpul, care în tabelul 1 este simbolizat cu X, iar ca variabile dependente vitezele unghiulare $\omega_i = Y(I)$, pentru $I = 1,2,\ldots,7$, şi momentele elastice de torsiune din elementele de legătură ale modelului dinamic $M_{i.i+1} = Y(I)$, pentru $I = 8,9,\ldots,12$. Avînd în vedere faptul că subrutina *RKGS* este deja scrisă în limbaj FORTRAN, s-a elaborat un program principal de apelare a acesteia precum şi subrutinele *FCT* şi *OUTP* cu care subrutina *RKGS* lucrează. În figura 2 este prezentată schema logică a programului principal. După cum se observă, prin programul principal se introduc datele de intrare şi se stabilesc condiţiile în care se realizează integrarea sistemului de ecuaţii considerat. De asemenea, se apelează şi subrutina *GRAFIC*, cu ajutorul căreia se trasează, la imprimanta calculatorului, curbele de variaţie în timp a unor variabile dependente. Subrutina *FCT* serveşte pentru descrierea ,în limbajul FORTRAN, a sistemului de ecuaţii diferenţiale, precum şi a sistemului de restricţii. Prin subrutina *OUTP* se afişează tabelar, la imprimantă, din sutime în sutime de secundă valorile variabilelor dependente şi se construieşte vectorul care cuprinde mărimile ce se trasează grafic.

Rezolvarea concretă a modelului matematic s-a realizat pentru următoarele condiţii : autocamionul ROMAN 8135 F se deplasează pe un

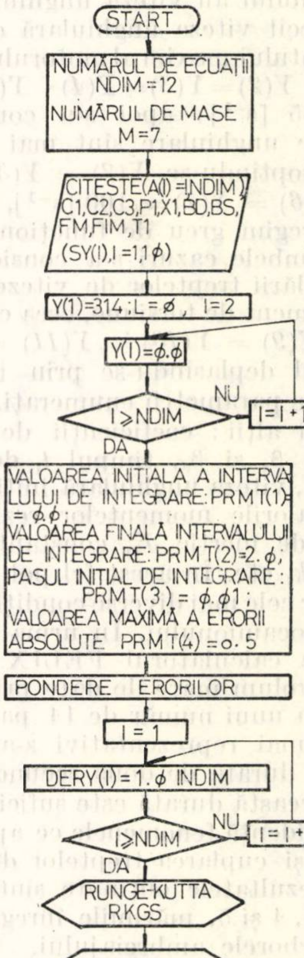


Fig. 2. **Schema logică a programului principal.**

teren orizontal cu îmbrăcăminte tare, avînd coeficientul de rezistenţă la rulare 0,02 ; aria secţiunii transversale maxime a caroseriei autocamionului este 5,3 [m²], iar coeficientul de rezistenţă aerodinamic 0,6 [NS²/m²] ; timpul de cuplare a ambreiajului $t_1 = 0{,}3$ [s] la pornirea din loc (treapta I) şi $t_1 = 0{,}2$ [s] pentru celelalte trepte. S-au neglijat amortizările, deoarece fenomenele studiate se desfăşoară rapid în timp, încît vîrfurile de sarcină nu sînt influenţate prea mult de amortizări [5].

În ceea ce priveşte valorile iniţiale ale variabilelor dependente s-a considerat că la pornirea din loc viteza unghiulară a motorului $\omega_1 = Y(1) = 345{,}57$ [s⁻¹] (valoarea corespunzătoare regimului de mers în gol la turaţia maximă a motorului) iar celelalte variabile dependente $Y(I) = 0$, pentru $I = 2,3,\ldots,12$. La cuplarea

treptelor superioare s-au avut în vedere două variante: întîi s-a considerat că toate piesele în mişcare din transmisie şi masa în translaţie a autocamionului au viteza unghiulară redusă mai mare decît viteza unghiulară corespunzătoare momentului maxim al motorului ($\omega_M = 178$ [s^{-1}], adică: $Y(2) = Y(3) = Y(4) = Y(5) = Y(6) = Y(7) = 185$ [s^{-1}]; apoi s-a considerat că aceste viteze unghiulare sînt mai mici decît 178 [s^{-1}], adoptîndu-se $Y(2) = Y(3) = Y(4) = Y(5) = Y(6) = Y(7) = 100$ [s^{-1}], ceea ce presupune un regim greu de funcţionare pentru motor. În ambele cazuri s-a considerat că în procesul cuplării treptelor de viteze arborii nu transmit moment de torsiune, ceea ce înseamnă că $Y(8) = Y(9) = Y(10) = Y(11) = Y(12) = 0$, autocamionul deplasîndu-se prin inerţie.

În afară de parametrii enumeraţi, mai pot fi modificaţi şi alţii: coeficienţii de rezervă ai ambreiajului β_s şi β_d, timpul t_1 de cuplare a ambreiajului, viteza unghiulară iniţială a motorului ω_1, valorile momentelor rezistente M_r, momentele de inerţie J_i, constantele elastice de torsiune k_i etc. În acest fel pot fi simulate pe calculator cele mai diverse condiţii de exploatare ale autocamionului. În urma rulării programului pe calculatorul FELIX C-256, s-a obţinut un volum mare de date privind variaţia în timp a unui număr de 14 parametri, iar pentru cei mai reprezentativi s-au trasat şi grafice pe o durată de două secunde (s-a considerat că această durată este suficientă pentru a pune în evidenţă fenomenele ce apar la pornirea din loc şi cuplarea treptelor de viteze). O parte din rezultatele obţinute sînt prezentate în figurile 3, 4 şi 5, mărimile înregistrate fiind reduse la arborele ambreiajului.

În figura 3 sînt prezentate graficele corespunzătoare pornirii din loc a autocamionului. Se constată că imediat după pornirea din loc dispare patinarea din ambreiaj la aproximativ 0,1 [s], cînd se produce şi egalarea momentului motorului M_e cu momentul transmis de ambreiaj M_a. Aceste momente rămîn aproximativ constante pînă la 1,12 [s], cînd scad ajungînd după 1,58 [s] la valori apropiate de zero, după care se menţin la această valoare. Rezultă astfel că la pornirea din loc apare un „şoc" iar după învingerea acestuia motorul trece, printr-o fază de „relaxare", de scurtă durată deoarece autocamionul continuă să se deplaseze ca urmare a energiei cinetice acumulate în primele momente ale pornirii.

O evoluţie asemănătoare o au şi momentul de torsiune din arborele ambreiajului M_{aa} şi momentul de torsiune transmis de roţile motoare M_m. Momentul M_m este limitat de aderenţa roţilor motoare cu solul pe o porţiune de aproximativ 0,6 [s], proces ce apare după 0,18 s de la pornirea de pe loc. Momentul de torsiune M_{aa} prezintă variaţii însemnate pe intervalul de la 0 la 0,9 [s], fără să fie depăşită valoarea limită ce poate fi transmisă de ambreiaj. Atît momentul M_{aa} cît şi momentul M_m trec prin valori negative, iar între curbele lor de variaţie în timp se constată un defazaj de o semiperioadă. Acest fenomen se explică prin intrarea treptată în sarcină a elementelor transmisiei, lucru sesizabil şi în primele momente ale pornirii, cînd viteza unghiulară a discului condus al ambreiajului ω_a creşte mult mai repede decît viteza unghiulară corespunzătoare deplasării autocamionului ω_t.

Modul în care se modifică vitezele unghiulare în timp reflectă foarte bine comportarea autocamionului la pornirea din loc. Viteza unghiulară a motorului ω_e scade de la valoarea maximă 345 [s^{-1}] pînă la 281 [s^{-1}], ca urmare a învingerii inerţiei sistemului şi a rezistenţelor exterioare. Viteza unghiulară ω_a a discului condus al ambreiajului creşte de la 0 pînă la 333 [s^{-1}], cînd se egalează cu viteza unghiulară a motorului ω_e, la 0,1 [s] după pornirea din loc, apoi urmăreşte variaţia vitezei unghiulare a motorului. Viteza unghiulară ω_t, corespunzătoare depla-

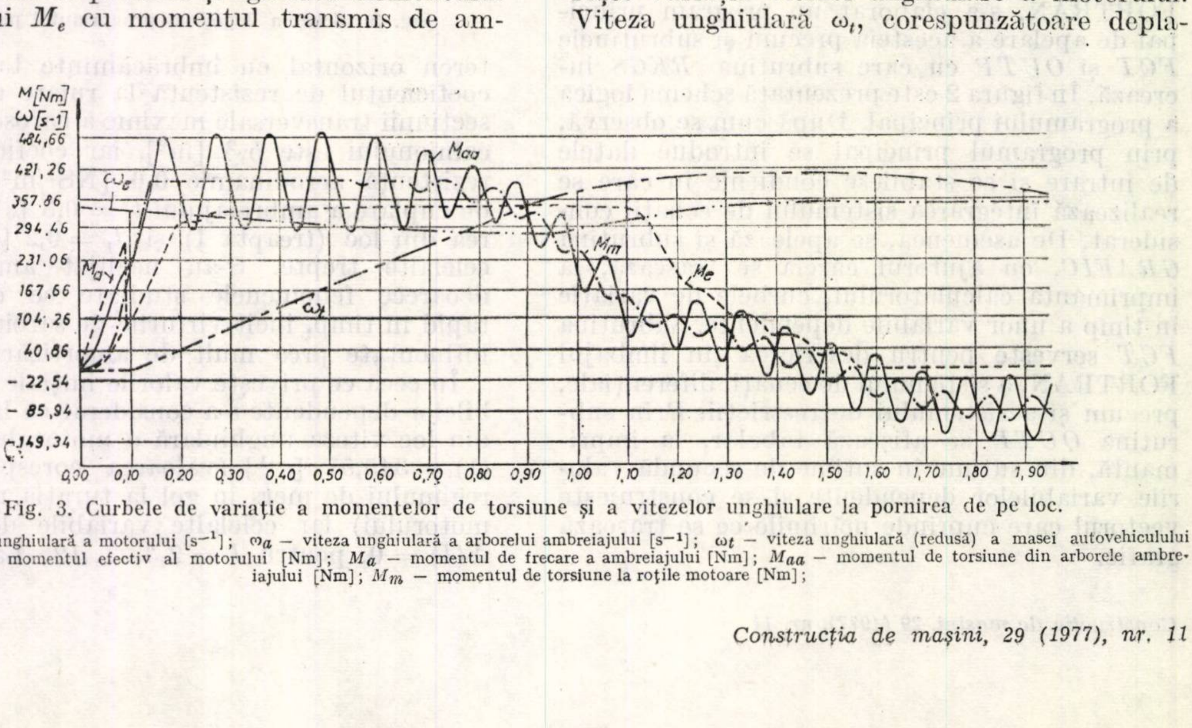


Fig. 3. Curbele de variaţie a momentelor de torsiune şi a vitezelor unghiulare la pornirea de pe loc.

ω_e – viteza unghiulară a motorului [s^{-1}]; ω_a – viteza unghiulară a arborelui ambreiajului [s^{-1}]; ω_t – viteza unghiulară (redusă) a masei autovehiculului [s^{-1}]; M_e – momentul efectiv al motorului [Nm]; M_a – momentul de frecare a ambreiajului [Nm]; M_{aa} – momentul de torsiune din arborele ambreiajului [Nm]; M_m – momentul de torsiune la roţile motoare [Nm];

sării autocamionului, crește mai lent ajungînd la o primă valoare maximă după aproximativ 1,20 [s] din momentul pornirii.

În figura 4 sînt prezentate rezultatele obținute pentru cazul cuplării treptei a IV-a cînd vitezele unghiulare ale pieselor transmisiei și cea corespunzătoare deplasării autocamionului au valoarea 185 [s^{-1}], iar în figura 5 pentru cazul în care vitezele unghiulare amintite au valoarea 100 [s^{-1}]. Din punct de vedere calitativ, între modul de variație al momentelor de torsiune și al vitezelor unghiulare în cele două variante există asemănări. Astfel momentul de torsiune M_m oscilează foarte mult fără să atingă valoarea limitată de aderența roților motoare cu drumul, ambreiajul patinează pe intervale diferite de timp. Al doilea caz este mai greu pentru ambreiaj, deoarece el patinează circa 0,70 [s] față de 0,47 [s] în primul caz. Pe aceste intervale de timp momentele de torsiune se mențin la valori ridicate, fapt ce conduce la suprasolicitarea organelor transmisiei. Situații similare cu cele prezentate pentru treapta a IV-a s-au constatat și la cuplarea celorlalte trepte de viteze. La cuplarea treptei a V-a, de exemplu, durata patinării ambreiajului este de 0,51 [s] cînd vitezele unghiulare au valoarea de 185 [s^{-1}]. De altfel în cel de al doilea caz motorul intră în zona de funcționare nestabilă.

Din cele prezentate, rezultă că se pot obține prin calcul valorile maxime ale momentelor de torsiune care solicită organele transmisiei autocamionului precum și modul de variație a acestora în timp. Astfel, de exemplu, arborele ambreiajului în procesul pornirii este solicitat la un moment maxim de 384 [Nm], iar la cuplarea treptelor de viteze se ajunge la valoarea de 636 [Nm], valoare limitată de patinarea discurilor ambreiajului.

Programul de calcul elaborat permite modificarea unui mare număr de parametri, pentru a cunoaște influența lor asupra solicitărilor din transmisie. Procedînd astfel se pot obține date

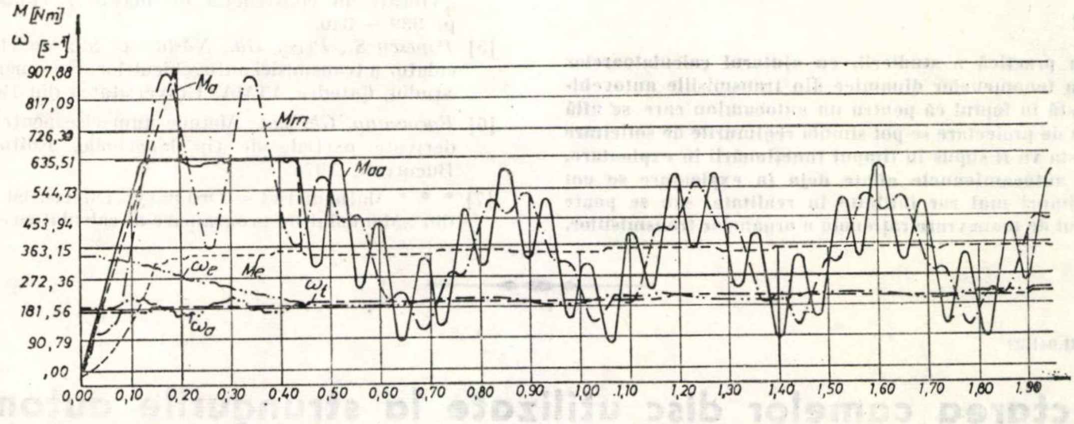


Fig. 4. Curbele de variație a momentelor de torsiune și a vitezelor unghiulare la cuplarea treptei a IV-a pentru = 185 [sec^{-1}].
ω_e — viteza unghiulară a motorului [s^{-1}]; ω_a — viteza unghiulară a arborelui ambreiajului [s^{-1}]; ω_t — viteza unghiulară (redusă) a masei autovehiculului [s^{-1}]; M_e — momentul efectiv al motorului [Nm]; M_a — momentul de frecare al ambreiajului [Nm]; M_{aa} — momentul de torsiune din arborele ambreiajului [Nm]; M_m — momentul de torsiune la roțile motoare [Nm];

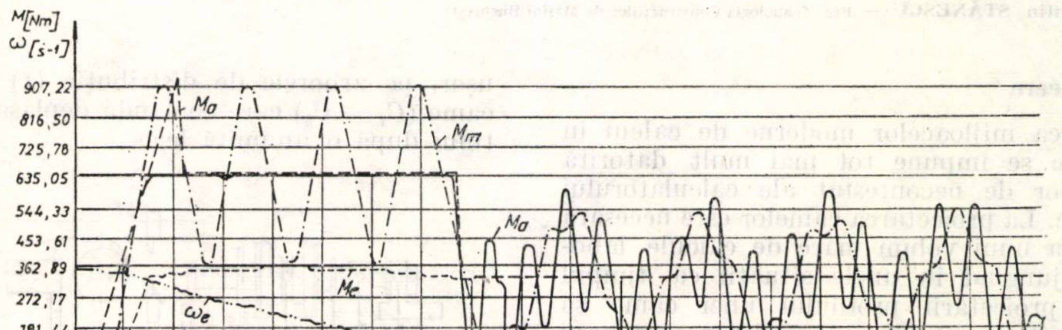


Fig. 5. Curbele de variație a momentelor de torsiune și a vitezelor unghiulare la cuplarea treptei a IV-a pentru = 100 [s^{-1}].
ω_e — viteza unghiulară a motorului [s^{-1}]; ω_a — viteza unghiulară a arborelui ambreiajului [s^{-1}]; ω_t — viteza unghiulară (redusă) a masei autovehiculului [s^{-1}]; M_e — momentul efectiv al motorului [Nm]; M_a — momentul de frecare al ambreiajului [Nm]; M_{aa} — momentul de torsiune din arborele ambreiajului [Nm]; M_m — momentul de torsiune la roțile motoare [Nm];

cu privire la comportarea dinamică a transmisiei autocamionului, care pe alte căi ar fi imposibil de obţinut. Pentru ca între modelul matematic, stabilit după metodica prezentată, şi comportarea reală a transmisiei să existe o apropiere cît mai bună, este necesar ca pe lingă cercetarea teoretică să se facă şi unele cercetări experimentale, în vederea stabilirii eventualelor corecţii privind ecuaţiile ce descriu factorii perturbatori şi alte mărimi ce intervin în calcule.

Concluzii

Utilitatea practică a studierii, cu ajutorul calculatoarelor numerice, a fenomenelor dinamice din transmisiile autovehiculelor constă în faptul că pentru un autocamion care se află încă în faza de proiectare se pot simula regimurile de solicitare la care acesta va fi supus în timpul funcţionării în exploatare, iar pentru autocamioanele aflate deja în exploatare se pot simula regimuri mai rar intîlnite în realitate, sau se poate stabili modul de manevrare raţională a organelor transmisiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Dorn, W. S., Mc Cracken, D. D.*: Metode numerice cu programe în FORTRAN IV, Editura Tehnică, Bucureşti, 1970.

[2] *Moszynski, K.*: Metode numerice de rezolvare a ecuaţiilor diferenţiale ordinare, Editura Tehnică, Bucureşti, 1973.

[3] *Pereş, Gh., Popescu, S.*: Utilizarea calculatoarelor electronice la studiul vibraţiilor torsionale din transmisia autovehiculelor. În: Lucrările conferinţei ,,Vibraţii în construcţia de maşini'', Timişoara, 1975, p. 331 – 338.

[4] *Popescu, S., Pereş, Gh.*: Vibraţii torsionale în transmisiile mecanice ale autovehiculelor. În: Lucrările conferinţei ,,Vibraţii în construcţia de maşini'', Timişoara, 1975, p. 339 – 346.

[5] *Popescu S., Pereş, Gh., Năstăsoiu, S.*: Modelarea pe calculator a transmisiei autovehiculelor. Fenomene dinamice. Studiu, Catedra ATMA, Universitatea din Braşov, 1976.

[6] *Racoveanu, Gh. ş.a.*: Metode numerice pentru ecuaţii cu derivate parţiale de tip hiperbolic, Editura tehnică, Bucureşti, 1976.

[7] * * * Mathematics – Ordinary Diferenţial Ecuations, din ,,Manualul de programare al calculatoarelor I.B.M.''.

CZ: 681.31.621.941.23

Proiectarea camelor disc utilizate la strungurile automate monoax cu ajutorul calculatorului electronic FELIX C—256

Ing. Anghel **RAICU** — Fac. Utilaj Tehnologic—Bucureşti

Ing. Constantin **STĂNESCU** — Fac. Tehnologia Construcţiilor de Maşini-Bucureşti

Introducere

Folosirea mijloacelor moderne de calcul în proiectare se impune tot mai mult datorită avantajelor de necontestat ale calculatorului electronic. La proiectarea camelor este necesară efectuarea unui volum mare de calcule laborioase, ajungînd în unele situaţii ca timpul necesar proiectării profilului unei came să necesite cîteva zile de muncă din partea unui proiectant exersat [1]. Reducerea acestui timp mare, impusă şi de frecvenţa, de asemenea mare, a efectuării acestor calcule, se poate face numai printr-o cercetare logică a transmisiei cu came cu ajutorul calculatoarelor electronice. În literatura tehnică de specialitate este avansată tot mai des ideea că proiectarea mecanismelor cu came poate şi va fi complet automatizată în viitorul apropiat [2, 3].

Comanda sculelor la strungurile automate

La strungurile automate monoax antrenarea sculelor se face prin diverse mecanisme din structura cărora nu lipseşte transmisia prin came, cama avînd rolul de a realiza legea de mişcare a sculei, impusă de procesul tehnologic. Ca exemplu, în figura 1 este prezentată schema cinematică a strungului automat monoax cu came disc model SARO 16–25. Se observă uşor, pe arborele de distribuţie (1) diversele came (C_1 – C_5) care comandă deplasarea cuţitului după o anumită lege.

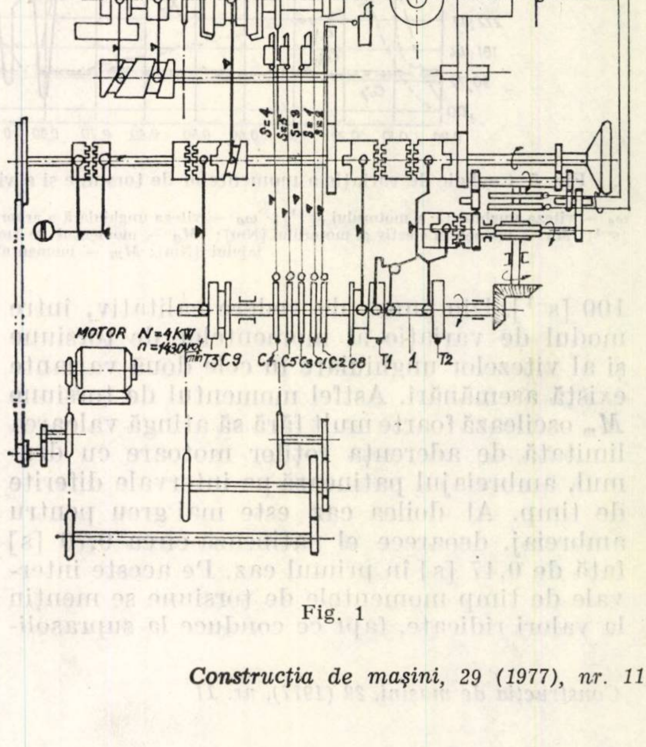
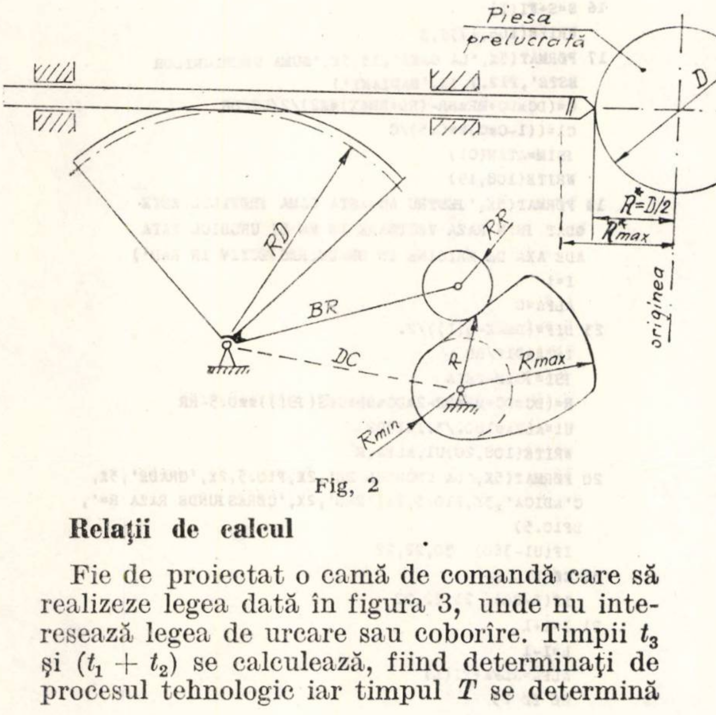


Fig. 1

Cercetarea lanţurilor cinematice de comandă ale sculelor de la strungurile automate este o problemă de actualitate şi de viitor [4]. După cum se ştie, strungurile automate sînt maşini unelte de mare productivitate, foarte mult utilizate în producţia pieselor de serie mare, avînd perspectiva certă de creştere a numărului lor.

Diferitele scule ale strungului automat au destinaţii distincte, în concordanţă cu diversele faze ale procesului tehnologic. Dar, pentru simplificarea proiectării camelor, construcţia de maşini-unelte adoptă soluţii constructive convenabile astfel ca metodica de calcul să fie aceeaşi pentru toate camele de comandă. O astfel de simplificare provine şi din faptul că raportul de transmitere al lanţului cinematic care urmează după mecanismul cu camă pînă la sculă este constant, în unele cazuri chiar egal cu unitatea. Din acest motiv, în cele ce urmează va fi analizat mecanismul reprezentat în figura 2.



Fig, 2

Relaţii de calcul

Fie de proiectat o camă de comandă care să realizeze legea dată în figura 3, unde nu interesează legea de urcare sau coborîre. Timpii t_3 şi $(t_1 + t_2)$ se calculează, fiind determinaţi de procesul tehnologic iar timpul T se determină

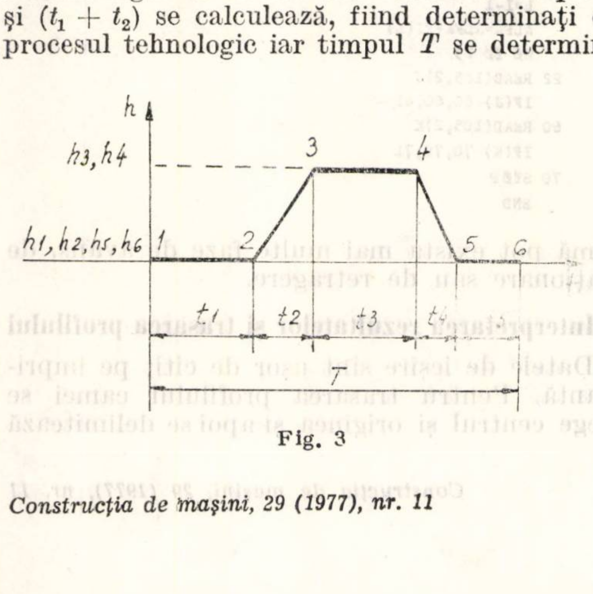


Fig. 3

în funcţie de turaţia arborelui cu came. Toţi ceilalţi timpi se aleg după anumite criterii dar astfel ca să respecte condiţia:

$$\sum t_i = T$$

Pe camă, timpii t_i se materializează prin unghiurile φ_i (fig. 4) calculate cu relaţia:

$$\frac{2\pi}{T} = \frac{\varphi_i}{t_i}; \quad 2\pi = \frac{\pi n}{30} \cdot T$$

unde n este turaţia arborelui de antrenare, în rot/min.

Pentru fazele de staţionare a sculei (fig. 5) se poate scrie relaţia:

$$(R + RR)^2 + BR^2 + DC^2 - 2DC \cdot BR \cos\Psi$$

şi de aici, dacă se impune R_{max}, rezultă:

$$\cos \psi_{max} = [BR^2 + DC^2 - (R_{max} + RR)^2]/2 \cdot DC \cdot BR$$

Valoarea unghiului Ψ_{max} determină originea de măsurare a deplasărilor h ale sculei (fig. 2). Pentru o valoare oarecare h, de staţionare a sculei, se obţine

$$\theta = h_i RD; \ \Psi = \Psi_{max} - \theta$$

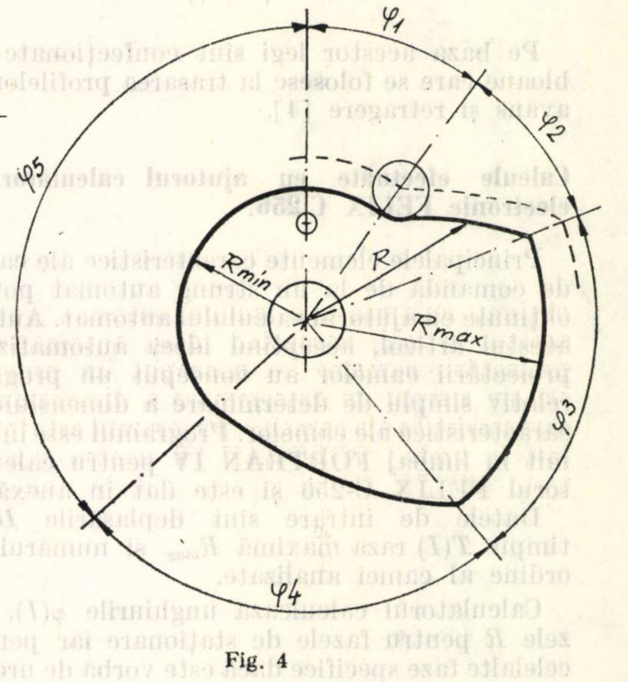


Fig. 4

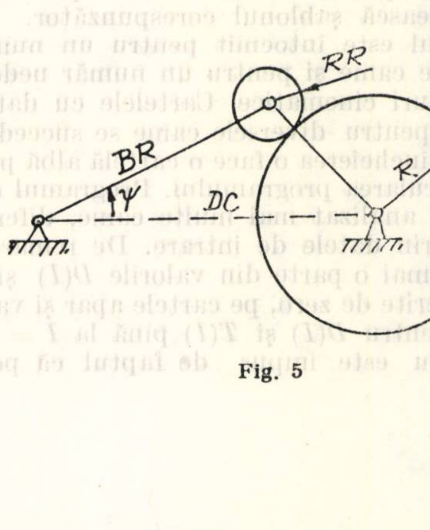


Fig. 5

şi deci :

$$R = \sqrt{BR^2 + DC^2 - 2DC \cdot BR \cos \Psi} - RR$$

Pentru fazele de avans şi retragere se pot alege profile diferite [5...20]. Studiile efectuate au evidenţiat însă cîteva profile cu anumite avantaje, fapt pentru care s-au impus în activitatea practică. Cele mai uzuale sînt legile : liniară $R = a + b\varphi$, parabolică $R = a + b\varphi + c\varphi^2$ şi circulară $R^2 - 2Ra\cos(\varphi - b) + a^2 = c^2$, unde a, b, c sînt constante determinate cu ajutorul condiţiilor iniţiale şi la limită. Astfel dacă se admite legea :

$$R = a + b\varphi$$

pentru urcare de la R_{min} la R_{max} pe parcursul unghiului φ_i atunci :

$$a = R_{min} \; ; \; b = (R_{max} - R_{min})\varphi_i$$

variaţia unghiului φ fiind :

$$0 \leqslant \varphi \leqslant \varphi_i$$

Pe baza acestor legi sînt confecţionate şabloane care se folosesc la trasarea profilelor de avans şi retragere [4].

Calcule efectuate cu ajutorul calculatorului electronic FELIX C-256.

Principalele elemente caracteristice ale camei de comandă de la un strung automat pot fi obţinute cu ajutorul calculului automat. Autorii acestui articol, acceptînd ideea automatizării proiectării camelor au conceput un program relativ simplu de determinare a dimensiunilor caracteristice ale camelor. Programul este întocmit în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul FELIX C-256 şi este dat în anexă.

Datele de intrare sînt deplasările $D(I)$, timpii $T(I)$ raza maximă R_{max} şi numărul de ordine al camei analizate.

Calculatorul calculează unghiurile $\varphi(I)$, razele R pentru fazele de staţionare iar pentru celelalte faze specifice dacă este vorba de urcare sau coborîre pentru ca la trasarea profilului să se folosească şablonul corespunzător.

Programul este întocmit pentru un număr nedefinit de came şi pentru un număr nedefinit de lanţuri cinematice. Cartelele cu datele de intrare pentru diversele came se succed în pachet, iar încheierea o face o cartelă albă pentru a opri rularea programului. Programul dat în anexă a analizat mai multe came, diferite între ele prin datele de intrare. De remarcat că, deşi numai o parte din valorile $D(I)$ şi $T(I)$ sînt diferite de zero, pe cartele apar şi valorile nule pentru $D(I)$ şi $T(I)$ pînă la $I = 20$. Acest lucru este impus de faptul că pe o

```
C      IRØFILUL CAMELØR DE LA STRUNGURILE AUTØMATE
       DIMENSIØN TI(100),FI(100),D(100)
    71 READ(105,10)DC,BR,RR,RD,TUR,DMAX,RMAX
    10 FØRMAT(7F10.5)
       WRITE(108,10)DC,BR,RR,RD,TUR,DMAX,RMAX
       READ(105,2)J
     2 FØRMAT(I2)
    61 READ(105,1)(D(I),I=1,20)
     1 FØRMAT(8F10.5)
       READ(105,1)(TI(I),I=1,20)
       WRITE(108,3)J
     3 FØRMAT(5X,'*****',5X,'CAMA',I3,5X,'*****')
       WRITE(108,4)
     4 FØRMAT(5X,'TIMPI DE LUCRU')
       WRITE(108,5)(TI(I),I=1,20)
     5 FØRMAT(5X,8F10.5)
       WRITE(108,6)
     6 FØRMAT(5X,'PØZITIILE SCULEI')
       WRITE(108,5)(D(I),I=1,20)
       DØ 13 I=1,20
    13 FI(I)=3.141592*TUR*TI(I)/30.
       WRITE(108,14)
    14 FØRMAT(5X,'UNGHIURILE DE RØTIRE ALE CAMELØR')
       WRITE(108,15)(FI(I),I=1,20)
    15 FØRMAT(5X,8F12.7)
       S=0
       DØ 16 I=1,20
    16 S=S+FI(I)
       WRITE(108,17)J,S
    17 FØRMAT(5X,'LA CAMA',I3,5X,'SUMA UNGHIURILOR
       ESTE',F12.7,3X,'RADIANI')
       C=(DC*DC+BR*BR-(RR+RMAX)**2)/2/DC/BR
       C1=((1-C*C)**0.5)/C
       PSIM=ATAN(C1)
       WRITE(108,19)
    19 FØRMAT(5X,'PENTRU ACEASTA CAMA PRØFILUL ESTE
      *DAT PRIN RAZA VECTØARE IN MM SI UNGHIUL FATA
      ADE AXA DE ØRIGINE IN GRADE,RESPECTIV IN RAD')
       I=1
       ALFA=0
    23 DIF=(DMAX-D(I))/2.
       TETA=DIF/RD
       PSI=PSIM-TETA
       R=(DC*DC+BR*BR-2*DC*BR*CØS(PSI))**0.5-RR
       U1=ALFA*180./3.141592
       WRITE(108,20)U1,ALFA,R
    20 FØRMAT(5X,'LA UNGHIUL DE',2X,F10.5,2X,'GRADE',3X,
      C'ADICA',3X,F10.5,2X,'RAD',2X,'CØRESPUNDE RAZA R=',
      DF10.5)
       IF(U1-360) 30,22,22
    30 CØNTINUE
       IF(I-20) 21,22,22
    21 I=I+1
       L=I-1
       ALFA=ALFA+FI(L)
       GØ TØ 23
    22 READ(105,2)J
       IF(J) 60,60,61
    60 READ(105,2)K
       IF(K) 70,70,71
    70 STØP
       END
```

camă pot exista mai multe faze de avans, de staţionare sau de retragere.

Interpretarea rezultatelor şi trasarea profilului

Datele de ieşire sînt uşor de citit pe imprimantă. Pentru trasarea profilului camei se alege centrul şi originea şi apoi se delimitează

unghiurile $\varphi(I)$. Conform indicațiilor de pe imprimantă se trasează și profilul corespunzător fiecărui unghi $\varphi(I)$. Acest profil teoretic

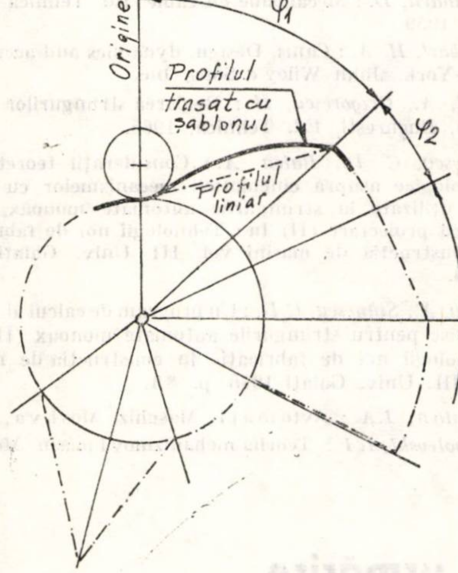


Fig. 6

recomandă racordarea celor două curbe ale profilului camei printr-un cerc cu $R \geqslant RR$.

În figura 8, unghiul $\varphi(I)$ este prea mic și din această cauză unghiul de presiune este necorespunzător. Se recomandă mărirea acestui unghi.

În figura 9 apare o succesiune de faze la un interval foarte scurt. În acest caz, se recomandă respectarea condiției $\varphi(I+1) \geqslant 0$ și acest lucru poate impune chiar modificarea tehnologiei preconizate.

Concluzii

Munca laborioasă depusă la proiectarea camelor pentru comanda sculelor de la strungurile automate poate fi preluată în parte de calculator dacă se folosește programul prezentat. Acest program se caracterizează prin simplitate și în același timp, prin generalitate în ceea ce privește problemele pe care le rezolvă. Timpul de rulare este foarte scurt ceea ce îl face și economicos. De asemenea, faptul că este conceput în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul FELIX C – 256 constituie un alt avantaj deoarece acest limbaj este cunoscut de mulți cercetători, iar calculatorul este fabricat în țara noastră și se găsește în toate orașele mari.

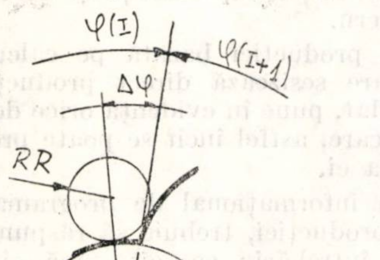


Fig. 7

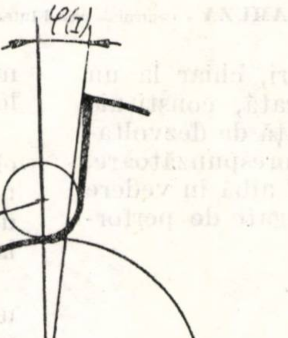


Fig. 8

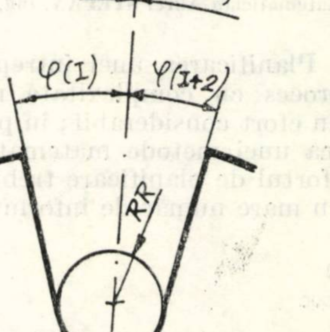


Fig. 9

(fig. 6), obținut pe baza rezultatelor date pe calculator, trebuie să fie parțial modificat pentru a respecta și anumite restricții impuse de unghiul de presiune, de accelerație, de spațiul necesar rolei tachetului, de asigurarea contactului permanent între camă și rola tachetului etc. Cîteva din aceste detalii de execuție sînt date în figurile 7, 8 și 9.

În figura 7 este reprezentată poziția rolei tachetului la începutul urcării. Se observă că rola începe să urce mai devreme cu unghiul $\Delta\varphi$ și nu păstrează permanent contactul cu cama. Este evident că în astfel de cazuri, se

BIBLIOGRAFIE

[1] *Rankers, H.* : Proiectarea mecanismelor cu came cu ajutorul calculatoarelor. In : D.S. Proiectarea modernă a mașinilor, mecanismelor și organelor de mașini, I.D.T. nr. 4, 1971 p. 266. După Konstruktion im Maschinen – Apparate – und Gerätebau, 22, nr. 11, nov. 1970, p. 421.

[2] *Koller, R.* : Methodisches Konstruiren in der Konzeptearbeitungsphase. În : Industrie – Anzeiger, R. F. Germania, 93, nr. 16, febr. 1972.

[3] *Rükert, A.* : Programmsystem zur betriebesinternen Berechnung, optimierung und Fertigung von Kurvengetrieben mittels kleinerer F.D.V. – Anlagen. In : Konstruktion R. F. Germania, 23, 1971, nr. 10.

[4] *Petriceanu, Gh. ș.a.* : Tehnologia Construcției de mașini. Îndrumător pentru proiectarea proceselor tehnologice pe strunguri automate, Inst. Polit. Cluj-Napoca, 1974.

[5] *Sofromov, A. A. ş.a.* : Algoritm pentru proiectarea automată a proceselor tehnologice la strungurile automate monoax cu ajutorul calculatorului electronic numeric „Ural" 4. În : Vicislitelnaia tehnica v masinostroenii, U.R.S.S., apr. 1967, p. 142.

[6] *Koller R. ş.a.* : Konstruiren von Kurvenscheibengetrieben mit Unterstützung elektronischer Datenverarbeitungsanlagen und einer Bildschirmeinheit. In : Industrie — Anzeiger, R. F. Germania, 94, nr. 44, mai 1972, p. 1011.

[7] *Stănescu, C. D. ş.a.* : Studiu asupra proiectării şi tehnologiei de prelucrare a camelor utilizate la strungurile automate de fabricaţie românească : In ses. ştiinţifică Inst. Politehnic, Bucureşti, nov. 1974.

[8] *Raicu, A.* : Proiectarea mecanismelor cu came. Sinteză documentară CNST — INID 1973.

[9] *Stănescu, C. D., Raicu, A.* : Consideraţii teoretice şi tehnologice asupra cinematicii mecanismelor cu came des utilizate la strungurile automate monoax, utile pentru proiectare (I). În : Fiabilitatea în construcţia de maşini vol. I, Inst. Politehnic Iaşi 1975 p. 197.

[10] *Raicu, A., Stănescu, C. D.*, Un program de calcul al camelor disc pentru strungurile automate monoax (I), În : Fiabilitatea în construcţia de maşini vol. I. Inst. Politehnic Iaşi, 1975, p. 153.

[11] *Diaconescu, I. ş.a.* : Maşini unelte vol. VI. Ed. Transporturilor şi Telecomunicaţiilor, Bucureşti 1962.

[12] *Manolescu N. I. ş.a.* : Teoria mecanismelor şi a maşinilor, Ed. Didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1972.

[13] *Grin, E. A., Kucer, I. M.* : Mecanisme de deplasare a subansamblurilor la maşinile-unelte automate; In : Stanki i instrumenti U.R.S.S., 33, nr. 7, iul. 1972, p. 7.

[14] *Tutunaru, D.* : Mecanisme cu came. Ed. Tehnică Bucureşti 1959

[15] *Rothbart, H. A.* : Cams, Design, dynamics and accuracy, New-York, John Wiley & Sons, Inc.

[16] *Vlad, A., Grigorescu, H.* : Reglarea strungurilor automate, Bucureşti, Ed. Tehnică, 1965.

[17] *Stănescu, C. D., Raicu, A.* : Consideraţii teoretice şi tehnologice asupra cinematicii mecanismelor cu came disc utilizate la strungurile automate monoax, utile pentru proiectare (II) In : Tehnologii noi de fabricaţie în construcţia de maşini vol. III. Univ. Galaţi 1975 p. 79.

[18] *Raicu, A., Stănescu, C.D.* : Un program de calcul al camelor disc pentru strungurile automate monoax (II) În : Tehnologii noi de fabricaţie în construcţia de maşini vol. III. Univ. Galaţi 1975, p. 83.

[19] *Şaumian, I.A.* : Avtomatî, Maşghiz, Moskva, 1967.

[20] *Artobolevski, I. I.* : Teoriia mehanizmov i maşin, Moskva, 1975.

CZ : 681.31

Model matematic de programare şi urmărire a producţiei pe calculator

Matematician Aurel **STEPAN**, ing. Radu **AMUZA** – Centrul de calcul Intreprinderea de Autoturisme Piteşti

Planificarea unei intreprinderi, chiar la un proces cu complexitate moderată, constituie un efort considerabil; în plus faţă de dezvoltarea unei metode matematice corespunzătoare, efortul de planificare trebuie să aibă în vedere un mare număr de informaţii legate de performanţele maşinilor, de specificaţii şi de tehnologiile de lucru.

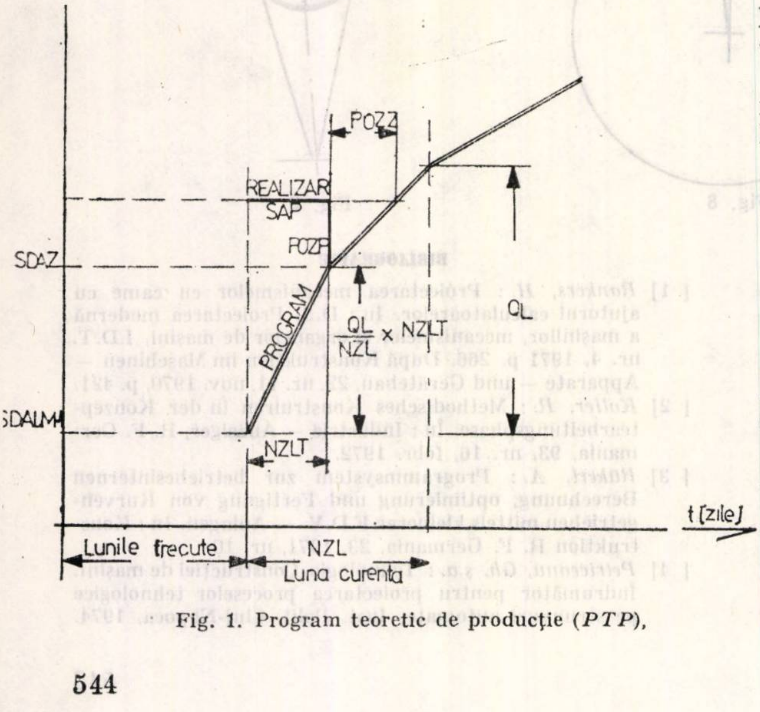


Fig. 1. Program teoretic de producţie (*PTP*),

Urmărirea producţiei bazată pe calculator electronic care sesizează direct producţia la un moment dat, pune în evidenţă orice deviere de la planificare, astfel încît se poate proceda la remedierea ei.

Un sistem informaţional de programare şi urmărire a producţiei, trebuie să răspundă la următoarele întrebări : ce, cît, pînă cînd şi pentru cine se produce, cu ce maşini, scule şi oameni se produce.

Articolul de faţă încearcă să stabilească un model matematic după care să se răspundă la primul grup de întrebări.

Considerînd următoarele notaţii :

SDAZ	—	seria de atins la zi, cu sensul cîte piese trebuiau făcute de la începutul perioadei de plan pînă la zi ;
SAP	—	seria atinsă producţie, semnificînd cîte piese s-au executat de la începutul perioadei pînă la zi ;
SAC		seria atinsă contabil ;
SDALM-1	—	seria de atins la sfîrşitul lunii trecute ;
QL	—	cantitatea de realizat pe luna *L* ;
NZL	—	numărul de zile lucrătoare ale lunii în curs ;
NZLT	—	numărul de zile lucrătoare trecute din luna în curs ;
CAD	—	cadenţa de producţie zilnică ;
POZP	—	poziţia în piese faţă de program ;
POZZ	—	poziţia în zile faţă de program ;
SAPM	—	seria atinsă producţie modificată

și reprezentînd grafic programul și realizările în funcție de timp, după cum se vede în figura 1, se pot demonstra cu ușurință relațiile :

$$CAD = \frac{QL}{NZL} \tag{1}$$

$$SDAZ = SDALM\text{-}1 + CAD \times NZLT \tag{2}$$

$$POZP = SAP - SDAZ \tag{3}$$

pozitiv sau negativ după cum realizările sînt în avans sau întîrziere față de program.

$$POZZ = \frac{POZP}{CAD} \tag{4}$$

Ușor se constată condiția de echilibru între program și realizări :

$$SDAZ = SAP$$

Avînd în vedere (1), (2), și notația SAC se obține :

$$SAC = \frac{NZLT}{NZL} \times QL$$

Notînd :

$$\frac{NZLT}{NZL} = KT \tag{5}$$

se obține :

$$SAC = KT \times QL \tag{6}$$

Pentru KT se obține ușor formula :

$$KT = \frac{SAP - SDALM - 1}{QL}$$

Dacă în cursul unei luni s-au făcut returnări de piese, rebuturi, alte pierderi sau modificări în SAP,

$$KT = \frac{SAPM - SDALM - 1}{QL} \tag{7}$$

avînd astfel posibilitatea de a afla la nivelul cărei zile lucrătoare se află linia de fabricație din punct de vedere producție.

Față de considerațiile de mai sus, ansamblurile din contracte sînt descompuse în piese componente, iar acestea distribuindu-se pe fluxul tehnologic se obține programul de producție decalat prezentat în figura 2. În urma rapoartelor de producție făcute de liniile de fabricație și a prelucrării acestora după modelul

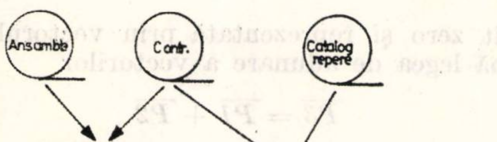


Fig. 2. Schemă de sistem pentru obținerea PTP.
— date memorate pe bandă magnetică.
— programe.
— liste.

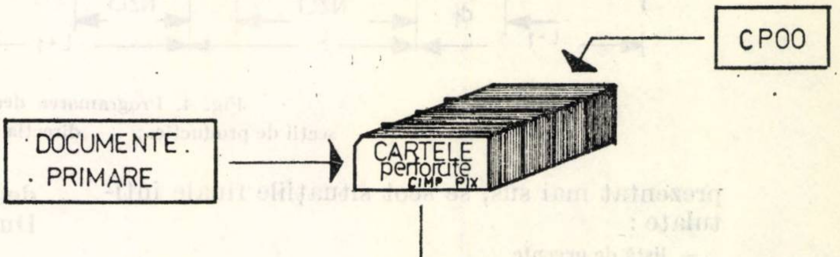


Fig. 3. Schemă logică de culegere și transmitere de informații.
RDOC — responsabil de documentație.
CPO — perforatorul calculatorului.

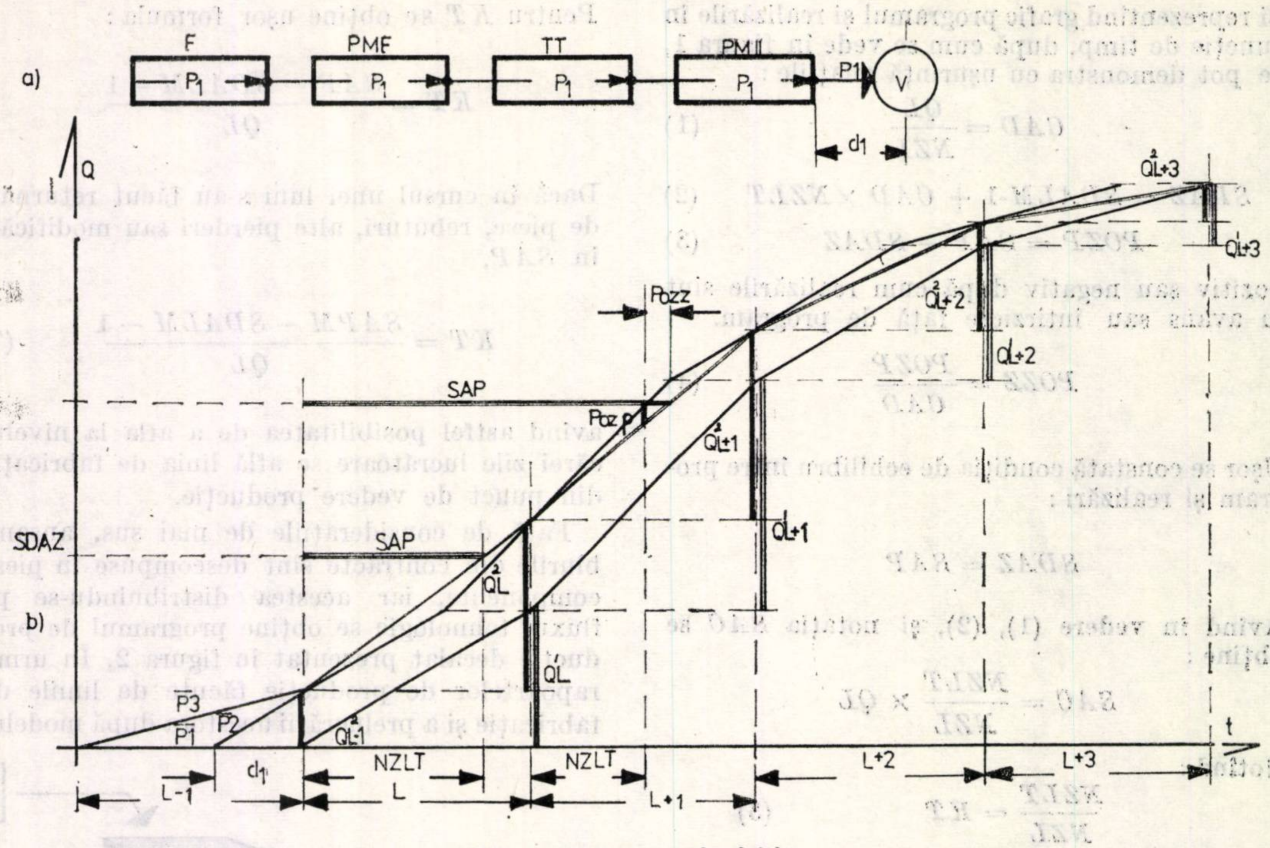


Fig. 4. Programarea decalajelor.
— secţii de producţie. ; — direcţia în fluxul tehnologic.

prezentat mai sus, se scot situaţiile finale intitulate :

— listă de urgenţe
— listă de excese
— rapoarte de producţie
— jurnal de bord

care sînt difuzate către responsabilii de producţie. Schema de sistem este prezentată în figura 3.

Funcţie de lungimea ciclului tehnologic o piesă trebuie produsă înainte de vînzarea ei. O problemă deosebită care se ridică în programarea producţiei este cea a decalajelor. Subliniem că decalaj, în articolul de faţă, înseamnă mai înainte, şi nu mai mult. Considerînd fluxul tehnologic din figura 4, punctul a şi prezentînd distanţa de la ultima secţie de producţie din cadrul fluxului tehnologic pînă la vînzări în funcţie de timp, programul teoretic de producţie pentru ultima secţie va fi decalat cu distanţa *d1* faţă de programul rezultat pentru vînzări. Analizînd figura 4, punctul *b*, se poate vedea că decalajele impun în cursul unor luni două cadenţe ceea ce îngreunează programarea şi realizările referitoare la acelaşi reper. O cadenţă este zero iar programul este reprezentat prin vectorul $\overline{P1}$, a doua cadenţă mai mare decît zero şi reprezentată prin vectorul $\overline{P2}$. După legea de adunare a vectorilor

$$\overline{P3} = \overline{P1} + \overline{P2} \qquad (8)$$

$\overline{P3}$, reprezentînd programul, iar cadenţa fiind cea rezultată din formula (1).

În concluzie dacă se ţine cont de numărul mare de piese care trebuie programate şi urmărite, de participarea lor complicată în ansamble, modificările de contracte şi volumul contractelor, volumul nomenclatoarelor etc., vom găsi problema destul de dificilă pentru a fi rezolvată prin metode nefundamentate matematic şi fără calculator electronic. Cu calculatorul electronic, după metoda din prezentul articol, programarea şi urmărirea producţiei se face rapid şi fără greşeli, în măsura în care fişierele permanente şi declaraţiile realizărilor sînt corecte.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Elmaghraby, S. E.* : The design of production systems, New York, SUA, 1966.
[2] *Arnold, R. R., Hill, C., Nichols, A. V.* : Iniţiere în prelucrarea datelor. Ed. tehnică, Bucureşti, 1969.
[3] *Negoiţă, C. V., Rădulescu, D., Zaharia, N.* : Consideraţii privind modelarea dinamică a sistemelor de producţie. Studii şi cercetări de calcul economic şi cibernetică economică, nr. 6/1975, p. 5.
[4] *Malita, M., Zidaroiu, C.* : Matematica organizării. Ed. tehnică, Bucureşti, 1971.

CZ: 621.7

Asupra plăcii infinite cu mai multe găuri încărcate prin intermediul bolțurilor, în regim elastic și elasto-plastic

Ing. Mircea MUNTEANU, ing. Zoltan BALINT — Intreprinderea de Construcții Aeronautice Brașov

Punerea problemei

Placa infinită cu mai multe găuri încărcate prin intermediul unor bolțuri prezintă un deosebit interes în practică ; s-ar putea da ca exemplu îmbinările nituite și mai ales îmbinările cu buloane. Pentru evaluarea rezistenței unor astfel de îmbinări este necesar să se studieze cîmpul de tensiuni atît în regim elastic cît și după depășirea limitei de elasticitate. Rezistența îmbinării reprezintă numai un aspect al problemei, celălalt aspect constituindu-l valoarea deplasărilor care apar în piesă, în cazul studiat importantă fiind alungirea diametrului *BC*. Aceasta deoarece în jurul găurilor apare o puternică concentrare de tensiuni, ceea ce face ca într-o mică zonă să se poată depăși limita de curgere, lucru care din punct de vedere al rezistenței (chiar în cazul solicitărilor variabile) ar putea să nu aibă nici o importanță, dar din punct de vedere al siguranței în funcționare utilizarea piesei să devină inadmisibilă

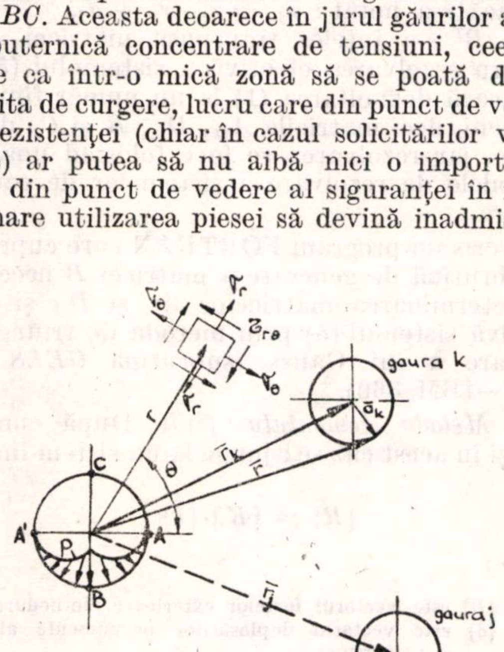


Figura 1 — Placa infinită conținînd mai multe găuri.

datorită ovalizării remanente a găurii. Ovalizarea poate fi definită ca alungirea diametrului *BC* (diametrul *AA'* practic nemodificîndu-și dimensiunea).

Această lucrare caută să rezolve problema pusă, adică în final să găsească o relație între forța pe gaură, tensiunile care apar în jurul găurii, deformațiile din piesă și ovalizare (atît ovalizarea totală cît și componenta ei plastică), urmînd ca proiectantul să decidă într-un caz concret valoarea ovalizării remanente (plastice) care poate fi admisă. De asemenea s-a studiat propagarea zonei plastice în jurul găurilor și influența distanței dintre găuri.

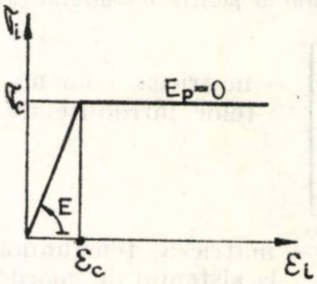


Figura 2 — Schematizarea curbei caracteristice a materialului (Prandtl).

Metode folosite

S-au utilizat două metode teoretice:

a — rezolvarea numerică a ecuației biarmonice a teoriei elasticității, $\Delta^2 F = 0$;

b — metoda elementului finit extinsă și în cazul solicitărilor în domeniul elasto-plastic.

Aceste metode vor fi expuse pe scurt.

a) *Rezolvarea numerică a ecuației biarmonice*. Se poate considera că fiecare gaură, încărcată printr-un bolț produce un cîmp de tensiuni, dat de funcția de tensiuni (1), care de fapt este soluția generală a ecuației biarmonice în coordonate polare a lui J.H. Michell.

$$F(r,\theta) = f_0(r) + \sum_{n=1}^{\infty} [f_n(r) \cos n\theta + g_n(r) \sin n\theta] + h(r,\theta) \quad (1)$$

unde :

$$f_0(r) = B_0 r^2 + C_0 l_n r$$

$$f_1(r) \cos\theta + g_1(r) \sin\theta = (2B_1 r - 2C_1/r^3) \cos\theta + (2B'_1 r - 2C'_1 r^3) \sin\theta$$

$$h(r,\theta) = D_1 r \left(l_n r \cos\theta - \frac{2}{1-\mu} \theta \sin\theta \right)$$

$$f_n(r) = r^n (A_n + B_n r^2) + r^{-n} (C_n + D_n r^2)$$

$$g_n(r) = r^n (A'_n + B'_n \cdot r^2) + r^{-n} (C'_n + D'_n \cdot r^2)$$

Expresiile complete ale tensiunilor și deplasărilor care rezultă din funcția de tensiuni (1) se pot găsi în lucrarea [4].

Fiecare cîmp de tensiuni, datorat fiecărei găuri, introduce un set de constante C_i^k, dacă funcţia de tensiuni pentru gaura k se scrie: $F = \sum C_i^k F_i(r, \theta)$. Constantele se deduc din condiţiile pe contur ale fiecărei găuri.
Tensiunile din piesă sînt date de relaţia:

$$T_{(\bar{r})} = \sum_{k=1}^{N} T_k(\bar{r} - \bar{r}_k, C_k) \qquad (2)$$

unde:

N — numărul de găuri;
$\bar{r}$ — vectorul de poziţie (în coordonate polare are componentele, r, θ);
$\bar{r}_k$ — vectorul de poziţie al centrului găurii k.

$$C_k = \begin{bmatrix} C_{1k} \\ C_{2k} \\ \vdots \\ C_{ik} \\ \vdots \end{bmatrix}$$ — matricea coloană a constantelor introduse de gaura k.

$$T = \begin{bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \tau_{r\theta} \end{bmatrix}$$ — matricea tensiunilor raportată la sistemul de coordonate polare (depinde liniar de C_k)

Condiţiile pe contur pentru gaura j:

$$\begin{cases} \sum_{k=1}^{N} \sigma_r(\bar{r}_j - \bar{r}_k + \bar{a}_j, C_k) = p(\theta) \\ \qquad\qquad\qquad\qquad , j = 1 \ldots N \\ \sum_{k=1}^{N} \tau_{r\theta}(\bar{r}_j - \bar{r}_k + \bar{a}_j, C_k) = 0 \end{cases} \qquad (3)$$

unde $\bar{a}_k$ este un vector de direcţie variabilă, egal cu raza găurii k. Atît vectorii $\bar{a}$ cît şi presiunea pe gaură datorită bolţului, p, sînt deci funcţii de θ.

Practic, condiţiile pe contur se pun folosind metoda celor mai mici pătrate, adică prin minimalizarea expresiei:

$$E = \sum_{j=1}^{N} \sum_{k=1}^{N} \sum_{m=1}^{M_j} \{[\sigma_r(\bar{r}_j - \bar{r}_k + \bar{a}_j, C_k) - p_m]^2 + $$
$$+ \tau_{r\theta}^2(\bar{r}_j - \bar{r}_k + \bar{a}_j, C_k)\} \qquad (4)$$

unde semnul $\sum_{m=1}^{M_j}$ semnifică o sumă efectuată asupra unui număr finit de puncte de pe conturul găurii j, (M_j puncte).

Întrucît la infinit tensiunile tind la zero, din expresia (1) se reţin numai termenii care conţin pe r la puteri negative, numărul coeficienţilor necunoscuţi înjumătăţindu-se astfel.

Prin derivarea expresiei (4) în raport cu necunoscutele C_k rezultă un sistem simetric liniar infinit:

$$\left(\sum_{j=1}^{N} A_{jk}\right) C_k = \sum_{j=1}^{N} D_{jk}, \quad k = 1 \ldots N \qquad (5)$$

unde A_{jk} este o matrice bidimensională infinită:

$$A_{jk} = 2\sum_{m=1}^{M_j} [B_r^T(\bar{r}_{jk}) \cdot B_r(\bar{r}_{jk}) + B_{r\theta}^T(\bar{r}_{jk}) \cdot B_{r\theta}(\bar{r}_{jk})], \qquad (6)$$

iar

$$D_{jk} = 2 \sum_{m=1}^{M_j} B_r^T(\bar{r}_{jk}) p_m \qquad (6a)$$

este o matrice coloană infinită, dacă matricea tensiunilor se pune sub forma:

$$T_k(\bar{r}, C_k) = B(\bar{r}) \cdot C_k \qquad (7)$$

unde:

$$B = \begin{bmatrix} B_r \\ B_\theta \\ B_{r\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{r_1} & B_{r_2} & \ldots \\ B_{\theta_1} & B_{\theta_2} & \ldots \\ B_{r\theta_1} & B_{r\theta_2} & \ldots \end{bmatrix}$$

şi dacă s-a notat: $\bar{r}_{jk} = \bar{r}_j - \bar{r}_k + \bar{a}_j$.
Prin B^T s-a înţeles transpusa matricei B.
Pentru rezolvarea efectivă a sistemului (5) se limitează dezvoltarea (1) la un număr finit de termeni, deci matricile A_{jk}, D_{jk}, B şi C_k devin finite, iar rezolvarea se face folosind una din metodele de rezolvare a sistemelor de ecuaţii liniare.
S-a scris un program FORTRAN care cuprinde o subrutină de generare a matricei B necesară la determinarea matricelor A_{jk} şi D_{jk} şi care rezolvă sistemul (5) prin metoda de triunghiularizare a lui Gauss (subrutina *GELS* din *SSP*—IBM 360).

b) *Metoda elementului finit.* După cum se ştie şi în acest caz se ajunge la un sistem liniar:

$$\{R\} = [K] \cdot \{\delta\} \qquad (8)$$

unde:

$\{R\}$ este vectorul forţelor exterioare din noduri;
$\{\delta\}$ este vectorul deplasărilor necunoscute ale nodurilor;
$[K]$ este matricea de rigiditate a structurii.

S-au folosit elemente triunghiulare, împărţirea în elemente comportînd 442 de noduri şi 800 de elemente. Rezolvarea sistemului de ecuaţii s-a făcut prin metoda Gauss — Seidel în paralel cu utilizarea unui coeficient de suprarelaxare, 1,8. Soluţia s-a obţinut în cca 150. . . 200 cicluri de iteraţie.

Programul a fost extins şi pentru calculul în regim elasto-plastic putîndu-se folosi orice schematizare a diagramei materialului. În lucrare s-a folosit schematizarea din figura 2, adică schematizarea lui Prandtl. S-a adaptat teoria micilor deformaţii elasto-plastice, adică ecuaţiile lui Nadai-Hencky-Iliuşin.

În cele ce urmează este expusă pe scurt metoda numerică, metodă inspirată din cea folosită de Zienkiewicz, Valiappan şi King, [3]. Principiul constă în faptul că nu se modifică matricea de rigiditate a structurii, [K], aşa cum se face în alte metode, [3], în detrimentul timpului de calculator, ci se modifică vectorul termenilor liberi [R] (vezi ec.8.).

Se parcurge următoarele etape :

a) Se rezolvă sistemul (8) considerînd structura liniară. Cea mai mare intensitate a tensiunilor ($\sigma_i = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2}$) din structură se consideră ca valoare a limitei de curgere σ_c. S-au notat cu σ_1, σ_2 tensiunile principale.

b) Se aplică o creştere de sarcină exterioară şi în primă aproximaţie se consideră că se măresc proporţional şi deplasările nodurilor (şi deci şi tensiunile din elemente, vectorul $\{\sigma\}$).

c) Se caută elementele finite în care intensitatea tensiunilor depăşeşte valoarea lui σ_c. Se foloseşte deci criteriul de plasticitate a lui Huber-Mises Hencky. Se consideră valorile deformaţiilor ca fiind corecte şi se recalculează tensiunile :

$$\left\{\begin{aligned} \sigma'_x &= \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i}(\varepsilon_x - \varepsilon_m) + \sigma_m \\ \sigma'_y &= \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i}(\varepsilon_y - \varepsilon_m) - \sigma_m \\ \tau'_{xy} &= \frac{\sigma_i}{2\,\varepsilon_i}\gamma_{xy} \end{aligned}\right. \qquad (9)$$

unde ε_i este intensitatea deformaţiilor, dedusă din rezultatele calculului, σ_i este determinat, funcţie de diagrama materialului (fig. 2, în cazul studiat), iar ε_m şi σ_m sînt valorile medii ale deformaţiilor şi tensiunilor. Pentru a se asigura în interiorul elementului noile valori ale tensiunilor, $\{\sigma'\}$, în nodurile elementului se aşează forţele $\{\Delta R\}$, care introduc tensiunile $\{\Delta\sigma\} = \{\sigma'\} - \{\sigma\}$ (corespondenţa dintre $\{\Delta R\}$ şi $\{\Delta\sigma\}$ este biunivocă).

d) După parcurgerea tuturor elementelor, echilibrul ansamblului fiind violat, se rezolvă din nou sistemul (8) pentru vectorul $\{R\}$ astfel modificat ; noile soluţii diferă foarte puţin de cele vechi, astfel că soluţia se obţine foarte rapid în cîteva cicluri de iteraţie prin metoda Gauss-Seidel.

e) Ca urmare, în anumite elemente se depăşeşte din nou valoarea lui σ_c şi deci se repetă etapele *c*, *d*. Calculul este oprit cînd valorile componentelor vectorului $\{\Delta R\}$ devin suficient de mici şi atunci se listează valorile deplasărilor şi ale tensiunilor. Procedeul este extrem de convergent şi rezultatul se obţine în 2...6 repetări ale etapelor c, d.

Numărul de parcurgeri ale etapelor c, d pînă la atingerea preciziei dorite creşte cu creşterea deformaţiilor plastice ; dacă acestea sînt foarte mari metoda devine slab convergentă şi programul este oprit (s-au admis maximum 20 cicluri). În acest moment sarcina atinsă este foarte aproape de sarcina limită.

f) După terminarea etapei e se reia programul începînd cu etapa b. Repartiţia forţei dintre bolţ şi ochi s-a considerat ca şi la metoda precedentă triunghiulară pe o deschidere de 180°, (fig. 1). Programul folosit la rezolvarea problemei plane a teoriei elasticităţii prin metoda elementului finit face parte dintr-un

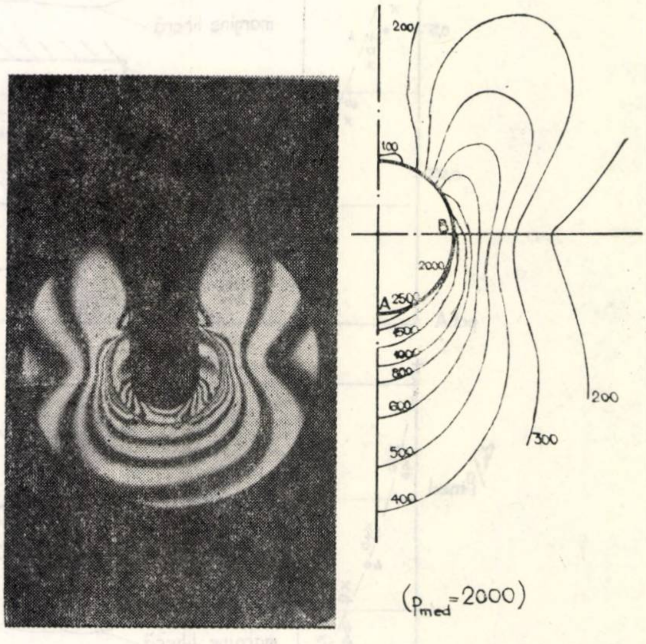


Figura 3 — Izocromatele în cazul plăcii cu o singură gaură.

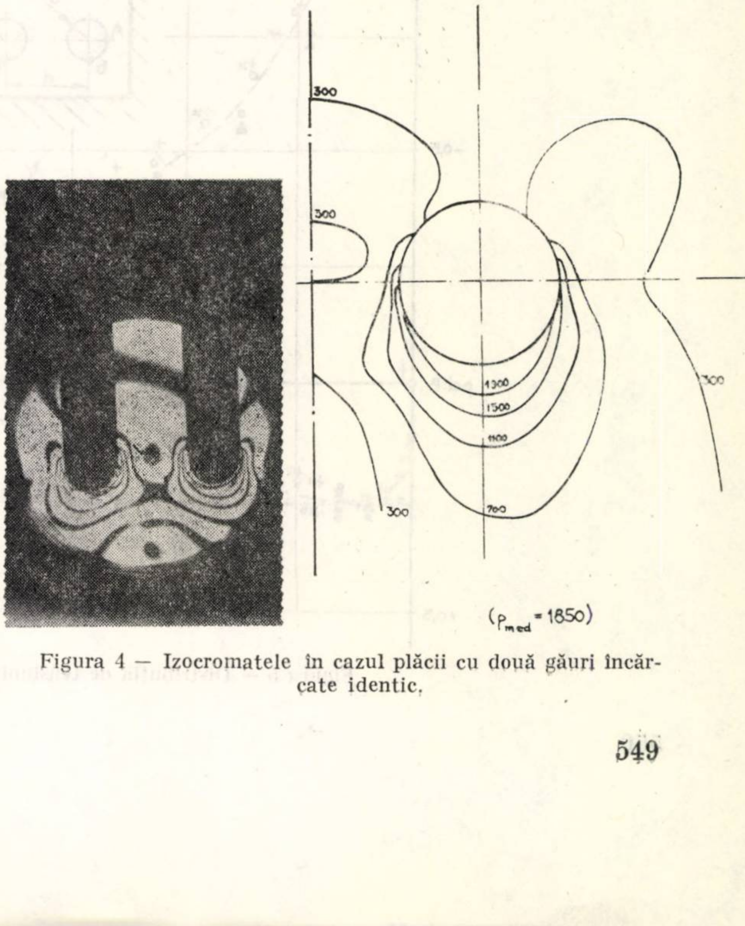


Figura 4 — Izocromatele în cazul plăcii cu două găuri încărcate identic.

complex mai mare de programe FORTRAN, denumit *SSELF* (sistem de subrutine pentru metoda elementului finit). În calculele efectuate după ambele metode s-a considerat că există o stare plană de tensiuni.

Prezentarea rezultatelor

S-au studiat două cazuri:

— o gaură în placa infinită;
— două găuri încărcate identic, în placa infinită, forțele acționînd paralel cu axa de simetrie.

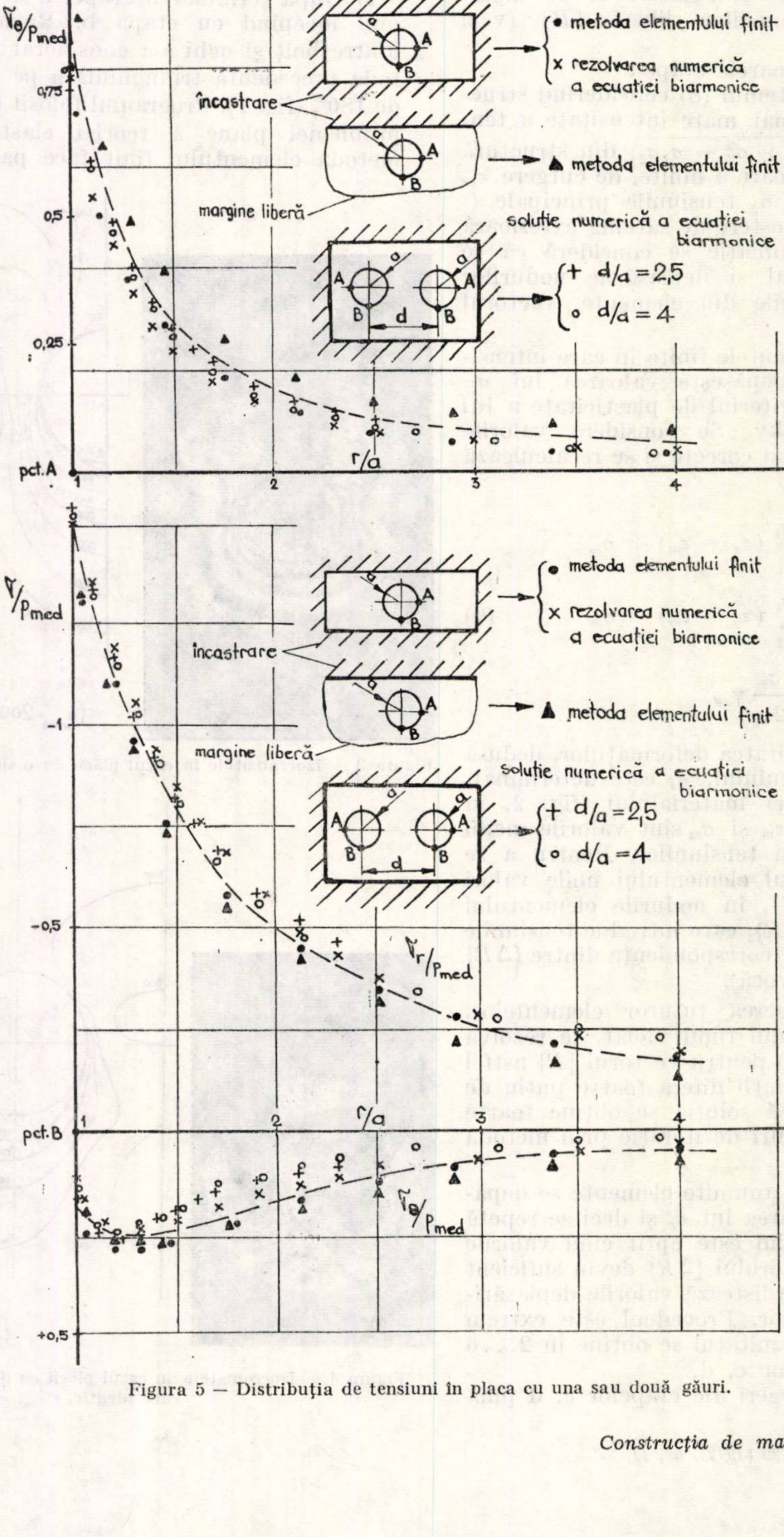


Figura 5 — Distribuția de tensiuni în placa cu una sau două găuri.

În domeniul elastic cazul unei singure găuri este elementar, sistemul (5) rezolvîndu-se imediat. O soluţie a acestei probleme este dată în lucrarea [6].

Condiţiile pe contur sînt prezentate schematic în figura 5.

Într-adevăr sînt mai frecvente două cazuri :

a — ,,încastrarea'' conturului la infinit, deci $u = 0$, $v = 0$ pentru orice punct de la infinit ($r = \infty$) ;

b — încastrarea conturului pentru $y = +\infty$ restul conturului fiind liber.

Aceasta are o oarecare influenţă asupra rezultatelor. În figurile 3 şi 4 sînt prezentate spre comparaţie ,,izocromaticile'' trasate

unde :

P — este forţa din fiecare bolţ ;
a — raza găurii ;
t — grosimea plăcii.

Atît în figura 5 cît şi în figura 6 se poate urmări influenţa apropierii a două găuri prin parametrul d/a, unde d este distanţa dintre centrele găurilor.

Se remarcă următoarele :

— condiţiile pe contur au influenţă mică în special asupra tensiunilor de sub punctul B;

— se obţin rezultate foarte apropiate prin cele două metode teoretice folosite ;

— influenţa reciprocă a celor două găuri este neînsemnată în zona de sub bolţ (sub punc-

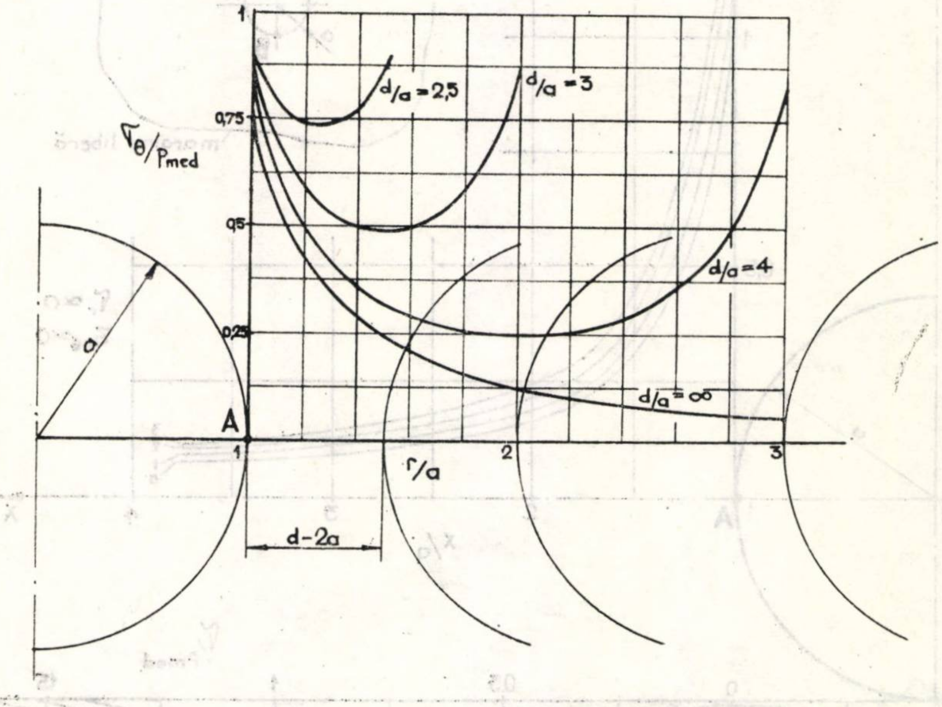


Figura 6 — Influenţa reciprocă a două orificii încărcate prin bolţ.

pe baza rezultatelor teoretice (metoda elementului finit) cu cele reale obţinute de autor pe modele fotoelastice. Condiţiile pe contur sînt cele de tip (a). Concordanţa este foarte bună. O mică diferenţă se observă în regiunea din imediata apropiere a bolţului (în jurul punctului B). Aceasta din cauză că repartiţia triunghiulară a forţei dintre bolţ şi ochi, luată în consideraţie în calcule nu corespunde întru totul realităţii, însă influenţa formei repartiţiei se reduce la o zonă foarte mică sub punctul B.

În figura 5 sînt trasate variaţiile tensiunilor din placă în cazul unei găuri şi în cazul a două găuri, luîndu-se în consideraţie ambele tipuri de condiţii pe contur.

P_{med} este presiunea medie pe gaură :

$$P_{med} = \frac{P}{2\ at} \qquad (10)$$

tul B) şi în afara găurilor (zona punctelor A fig. 5) ;

— influenţa reciprocă a găurilor este mai mare în zona cuprinsă între găuri ; însă nici aici nu se înregistrează diferenţe însemnate. Aceasta rezultă şi din rapoartele :

$$\frac{(\sigma_{\theta A})d/a = 2,5}{(\sigma_{\theta A})d/a = \infty} = \frac{1,123}{0,9864} \simeq 1,14$$

şi

$$\frac{(\sigma_{\theta A})d/a = 3}{(\sigma_{\theta A})d/a = \infty} = \frac{1,0909}{0,9864} \simeq 1,106,$$

unde $\sigma_{\theta A}$ este valoarea tensiunii în direcţie circumferenţială în punctul A ;

— punctul cel mai solicitat este punctul B, iar solicitarea lui practic nu depinde de pre-

zenţa în apropiere a altor găuri. Este de remarcat că în cazul nituirii sau asamblărilor cu buloane se recomandă ca pasul îmbinării să aibă valori $d/a \geqslant 5$, adică destul de mari ca să se poată neglija influenţa reciprocă a două nituri sau buloane.

Pentru a se putea aprecia concentrarea de tensiuni se pot utiliza relaţiile :

— în punctul A : $\sigma_\theta / P_{med} = 0,75 \ldots 1$ (11)

— în punctul B : $\sigma_r / P_{med} = 1,4 \ldots 1,6$ (11 a)

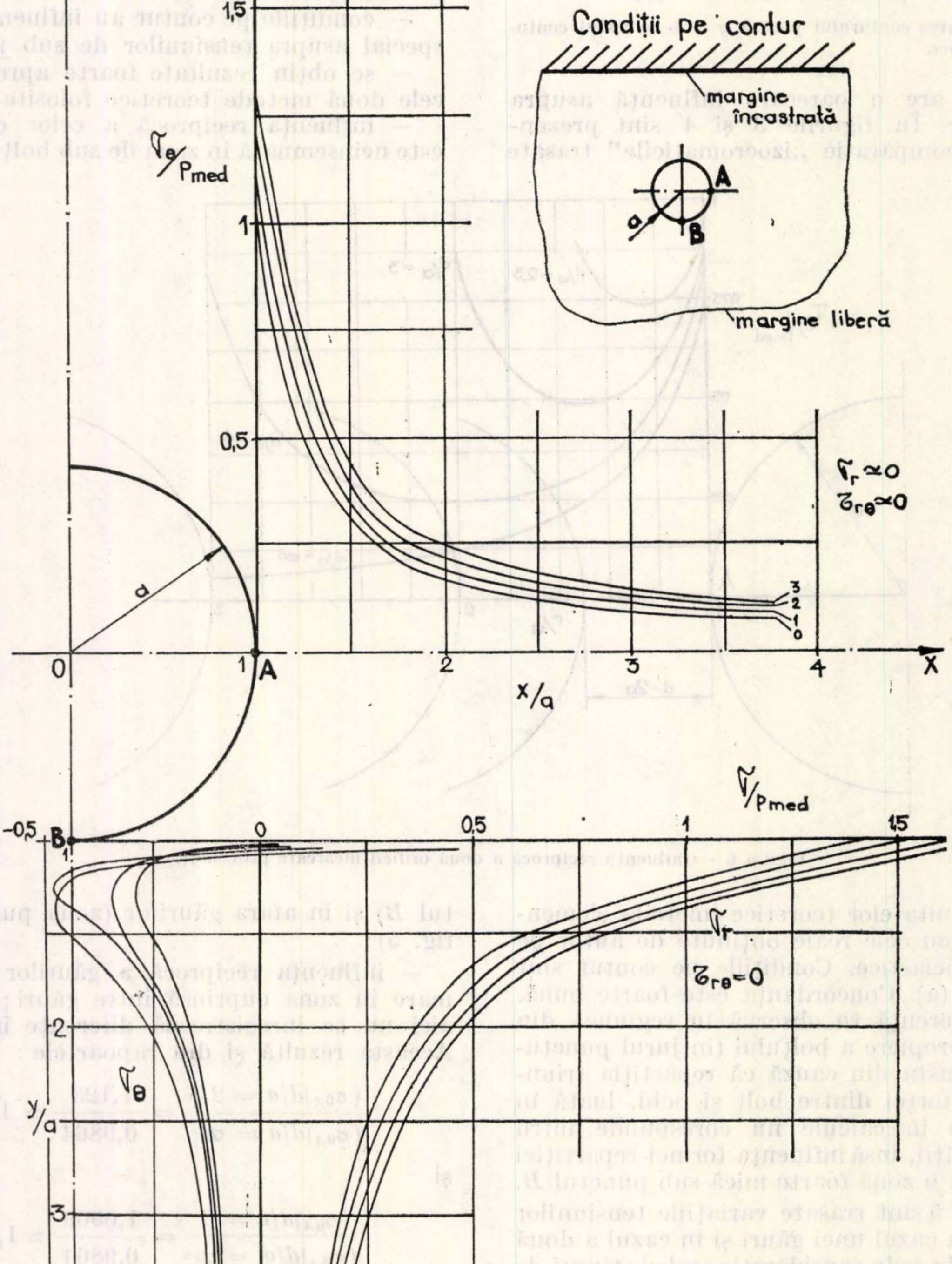


Figura 7 — Dezvoltarea distribuţiei de tensiuni peste limita de elasticitate.

Deoarece punctul cel mai solicitat este punctul B rezultă că zona plastică se dezvoltă mai întîi în jurul acestui punct, deci solicitarea are un caracter de „strivire". Cu toate acestea (în absența jocului dintre bolț și placă) problema nu este de tip Hertz, folosirea soluției problemei Hertz conducînd la valori nule ale tensiunilor.

Ca urmare a faptului că influența reciprocă a găurilor este mică, în regim elasto-plastic s-a studiat doar placa cu o singură gaură, concluziile care se vor impune fiind valabile și în cazul existenței mai multor găuri. Condițiile pe contur sînt cele de tip (b).

În figura 7 sînt redate sub formă grafică rezultatele obținute pe calculator. Numerotarea curbelor s-a făcut conform tabelului nr.1.

Tabelul 1

Încărcarea bolțului

Nr.	λ
0	1
1	1,1
2	1,21
3	1,331

S-a notat cu λ raportul dintre forța la un moment dat și valoarea forței la atingerea primului punct plastic (punctul B). În figura 8 s-a reprezentat grafic dependența dintre încărcarea găurii λ și ovalizarea găurii pe de o parte și intensitatea deformației maxime care apare în placă (în punctul B) pe de altă parte. Ovalizarea este dată adimensional prin parametrul

$\delta = \dfrac{\Delta \cdot E}{a \cdot \sigma_c}$, unde Δ este deplasarea relativă a punctelor B și C (fig. 1), iar E este modulul de elasticitate.

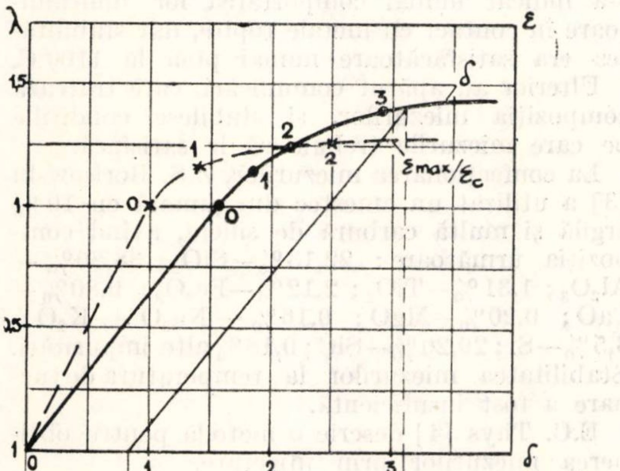


Figura 8 — Ovalizarea și deformația maximă în funcție de încărcarea bolțului.

Intensitatea deformațiilor este

$$\varepsilon_i = \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2}$$

unde ε_1 și ε_2 sînt deformațiile principale. Pe baza rezultatelor obținute pe calculator în figura 9 s-a reprezentat propagarea zonei plastice în jurul punctului B.

Din examinarea figurilor 7, 8 și 9 reiese foarte clar caracterul local al strivirii și anume faptul că stadiul plastic este extins într-o mică zonă din jurul punctului B, dar această zonă este deformată puternic astfel că ovalizarea, precum și deformația maximă cresc rapid cu încărcarea (fig. 8). În plus se observă că în dreptul punctului B există o stare de compresiune biaxială (fig. 7), asemănătoare problemelor de contact (Hertz).

Un exemplu este concludent : într-o placă dintr-un material cu $\sigma_c = 40$ kgf/mm², cu grosimea de $t = 5$ mm, este dată o gaură de rază $a = 10$ mm. Primul punct plastic se atinge la o forță de $P \simeq 2670$ kgf (vezi relația (11 a). Dacă forța se mărește de 1,2 ori, adică $P = 3200$ kgf se obțin următoarele valori pentru ovalizare conform figurii 8 :

— ovalizare elastică :

$$\Delta_e = \frac{\delta_e \cdot a \cdot \sigma_c}{E} = \frac{1{,}881 \cdot 10 \cdot 40}{21\,000} = 0{,}03582 \text{ mm}$$

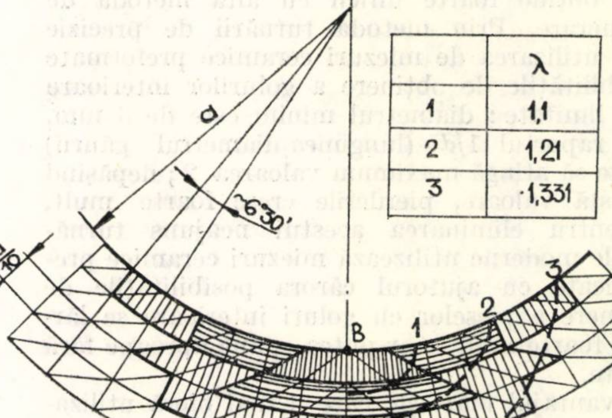


Figura 9 — Propagarea zonei plastice.

— ovalizare remanentă :

$$\Delta_r = \frac{\delta_r \cdot a \cdot \sigma_c}{E} = \frac{0.249 \cdot 10 \cdot 40}{21\,000} = 0{,}00474 \text{ mm}$$

— ovalizare totală :

$$\Delta = \Delta_e + \Delta_r = 0{,}03582 + 0{,}00474 = 0{,}04056 \text{ mm}$$

Dacă $\lambda = 1{,}331$, adică forţa care acţionează pe o gaură este $P = 3550$ kgf, se obţine :

— ovalizare elastică :

$$\Delta_e = \frac{2{,}07\cdot 10\cdot 40}{21\ 000} = 0{,}03943 \text{ mm}$$

— ovalizare remanentă :

$$\Delta_r = \frac{0{,}875\cdot 10\cdot 40}{21\ 000} = 0{,}0167 \text{ mm}$$

— ovalizare totală :

$$\Delta = \Delta_e + \Delta_r = 0{,}0561 \text{ mm}$$

Se observă că Δr este foarte mic şi în multe cazuri, depinzînd de precizia impusă de prelucrare, intră în cîmpul de toleranţă.

Concluzii

● Depăşirea limitei elastice nu este periculoasă din punct de vedere al rezistenţei pieselor, chiar în cazul prezenţei mai multor găuri relativ apropiate, deoarece zona plastică, care apare în regiunea punctului B are un caracter local şi se propagă destul de încet pe măsura creşterii forţei.

● Cu toate acestea valoarea forţei din bolţ este limitată de valoarea deformaţiilor şi deplasărilor plastice care, aşa cum reiese şi din figura 8, creşte foarte repede cu creşterea încărcării. Rămîne să se stabilească de la caz la caz valoarea admisibilă a ovalizării plastice şi în felul acesta să se folosească la maximum caracteristicile materialului.

● Trebuie remarcat că, în cazul solicitărilor repetate, curgerea, însoţită de deplasări remanente, apare doar la prima încărcare, după aceea, dacă nu se depăşeşte valoarea primei încercări, zona plastică nu mai evoluează. La descărcarea în placă rămîne un cîmp de tensiuni remanente.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bruhn, E. F.* : Analysis and Design of Flight Vehicle Structures, Ohio, Tri-State Offset Company, 1965.

[2] *Dietmann, H.* : Kerbwirkung und Festigkeitsberechnung, Teil 1 und 2, VDI-Z, 1970, Band 112, pag. 617 – 620 şi pag. 698 – 702.

[3] *Massonnet, Ch. şi colectivul* : Calculul structurilor la calculatoare electronice, Bucureşti. Editura Tehnică, 1974.

[4] *Teodorescu, P. P.* : Probleme plane în teoria elasticităţii, vol. II, Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1966.

[5] *Zienkiewicz, O. C.* : The Finite Element Method in Engineering Science, London, Mc Graw-Hill, 1971.

[6] *Bezuhov, N. I.* : Teoria elasticităţii şi plasticităţii, Bucureşti, Editura Tehnică, 1957.

CZ : 669 – 145

Aplicarea miezurilor ceramice în turnarea de precizie cu modele uşor fuzibile

Ing. A. FÜLÖP, chim. F. ISTVÁN — Întreprinderea Metalotehnica — Tg.-Mureş

Caracteristica turnării de precizie cu modele uşor fuzibile este posibilitatea confecţionării unor piese de metal cu forme foarte complexe. Se pot realiza piese cu goluri interioare, care s-ar obţine foarte dificil cu altă metodă de prelucrare. Prin metoda turnării de precizie fără utilizarea de miezuri ceramice preformate posibilităţile de obţinere a golurilor interioare sînt limitate : diametrul minim este de 3 mm, iar raportul $1/d$ (lungimea/diametrul găurii) poate să atingă maximum valoarea 2 ; depăşind această valoare, pierderile cresc foarte mult.

Pentru eliminarea acestui neajuns turnătoriile moderne utilizează miezuri ceramice prefabricate cu ajutorul cărora posibilităţile de obţinere a pieselor cu goluri interioare se lărgesc foarte mult, s-ar putea spune aproape fără limite.

Avantajul mare pe care îl mai oferă utilizarea miezurilor ceramice este şi simplificarea matriţelor pentru modele de ceară. La obţinerea modelelor, miezurile ceramice se introduc în matriţă şi peste ele se presează materialul de model ; astfel devin inutile diferitele dispozitive (care complică foarte mult construcţia matriţei), iar operaţia de presare a modelelor precum şi tehnologia de obţinere a matriţelor se simplifică mult.

Primele comunicări legate de utilizarea miezurilor au început să apară în anii 1961–62 [1, 2]. Compoziţia miezurilor nu s-a publicat, s-a indicat numai comportarea lor mulţumitoare în contact cu metale topite, dar stabilitatea era satisfăcătoare numai pînă la 1100°C.

Ulterior au apărut comunicări, care tratează compoziţia miezurilor, şi stabilesc condiţiile pe care miezurile trebuie să le satisfacă.

La confecţionarea miezurilor, Z.S. Borisowski [3] a utilizat un amestec din şamotă cu 10 % argilă şi multă carbură de siliciu, avînd compoziţia următoare : 22,13 %–SiO_2 ; 38,80 % –Al_2O_3 ; 1,31 %–TiO_2 ; 2,12 %–Fe_2O_3 ; 0,80 %–CaO ; 0,20 %–MgO ; 0,16 % – $Na_2O + K_2O$; 3,5 %–Si ; 29,20 %–SiC ; 0,18 % alte impurităţi. Stabilitatea miezurilor la temperatura de turnare a fost insuficientă.

E.C. Thys [4] descrie o metodă pentru obţinerea miezurilor prin injectare.

O. Büchner [5] elaborează miezuri cu performanţe satisfăcătoare din : 68 % nisip de cuarţ (granulaţie de 0,1–0,2 mm) ; 20 % făină de cuarţ (granulaţie 0,04–0,06 mm) ; 10 % oxid de aluminiu (0,04–0,04 mm) ; 2 % caolină (0,04–0,05 mm). Ca liant a intrebuinţat silicat de sodiu. Presarea miezurilor s-a realizat cu aer comprimat. După uscare la 250°C

s-a aplicat un strat rezistent la temperatura înaltă prin imersare urmată de o calcinare la 600°C.

A.P. Karcev [5] utilizează un amestec format din făină de cuarț (85%) și oxid de aluminiu 15%, plastificat cu parafină și acid oleinic sau parafină și polietilină. Miezurile presate au fost sinterizate 1,5—2 ore la 1200°C. La depășirea temperaturii sinterizării apare o fază sticloasă (vitrifiere) care se îndepărtează anevoios. Rezistența la încovoiere a fost 12—20 kgf/cm^2.

E.M. Briscoe [6] subliniază importanța impurităților existente în materii prime utilizate, și descrie reacțiile posibile între masa ceramică și topitura de metal.

S. Uram [8] și E. Laack [9] prezintă unele aspecte privind compoziția și condițiile de aplicare a miezurilor ceramice în turnarea de precizie.

Utilizarea miezurilor ceramice preformate în vederea măririi preciziei dimensionale și a îmbunătățirii suprafețelor cavității interioare ale pieselor turnate este în curs de răspîndire în turnătoriile de precizie din lumea întreagă. Metoda este foarte eficace din punct de vedere economic, oferind posibilitatea confecționării unor piese de forme foarte complexe din metal. Fabricarea miezurilor este, în general preluată de uzine specializate de produse ceramice (Sherwood Refractories Williston & Co din SUA, International Ceramics Ltd Anglia etc.)/10, 11, 12/.

În momentul de față în turnătoriile de precizie din țară nu se utilizează miezuri ceramice preformate. Odată cu dezvoltarea industriei constructoare de mașini și în special a mașinilor textile în componența cărora sînt multe piese complicate și cu găuri interioare, necesitatea utilizării miezurilor ceramice preformate a devenit tot mai pregnantă.

La foarte multe piese cu găuri interioare raportul l/d depășește valoarea obtenabilă prin turnare de precizie, fără utilizarea miezurilor preformate (fig 1.).

Pentru îmbunătățirea calității pieselor turnate precum și pentru reducerea pierderilor mari la anumite piese (care uneori ajung chiar și la 60—70%) s-au efectuat cercetări în vederea

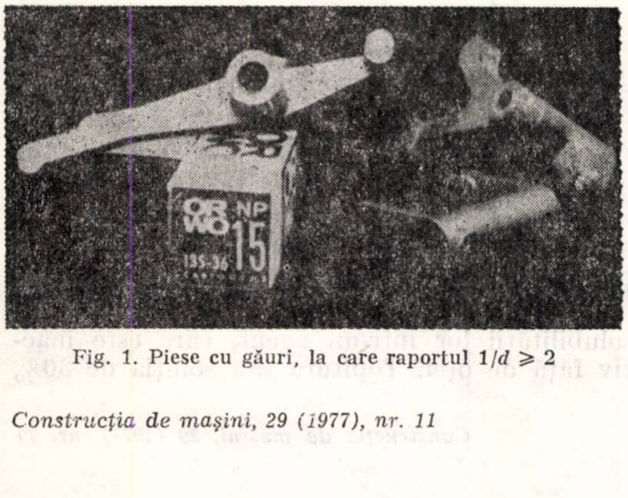


Fig. 1. Piese cu găuri, la care raportul $l/d \geqslant 2$

obținerii miezurilor ceramice preformate compatibile cu crustele ceramice și rezistențe la temperatura de topire a oțelurilor. Prima problemă care s-a pus a fost alegerea materialelor termorezistente, care să corespundă condițiilor cerute de un astfel de amestec ceramic:

— să fie stabil mecanic și dimensional pînă la circa 1600°C;
— să fie compatibil cu crusta ceramică;
— să nu reacționeze chimic cu oțelul topit;
— să fie solubil în NaOH sau KOH.

Întrucît pe parcursul procesului tehnologic crustele ceramice împreună cu miezurile ceramice sînt supuse unor încălziri bruște (calcinare, preîncălzire și turnare), este foarte important ca materialul miezului să aibă caracteristici (dilatare termică și transformări de faze) asemănătoare cu cele ale crustei.

Deși cuarțul prezintă o serie de dezavantaje din punct de vedere termic (transformări de faze), datorită faptului că în momentul de față atît în turnătoria noastră, cît și în majoritatea turnătoriilor de precizie din țara noastră materialul ceramic de bază pentru confecționarea crustelor este cuarțul, făina de cuarț (marșalită) și nisipuri de diferite granulații, a fost ales ca material de bază pentru obținerea miezurilor ceramice tot cuarțul.

Miezurile s-au executat din făină de cuarț cu diferiți ingredienți, asigurînd astfel caracte-

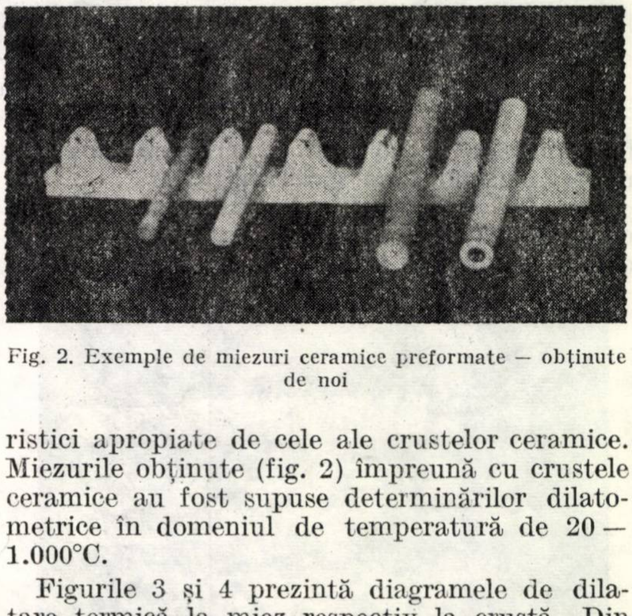


Fig. 2. Exemple de miezuri ceramice preformate — obținute de noi

ristici apropiate de cele ale crustelor ceramice. Miezurile obținute (fig. 2) împreună cu crustele ceramice au fost supuse determinărilor dilatometrice în domeniul de temperatură de 20—1.000°C.

Figurile 3 și 4 prezintă diagramele de dilatare termică la miez respectiv la crustă. Din diagrame reiese (cum era și de așteptat, întrucît materialul de bază în ambele cazuri este cuarțul) că în domeniul de temperatură amintit, dilatările sînt asemănătoare, fapt care asigură compatibilitatea miezurilor cu crustele ceramice.

La primele încercări materialele au fost utilizate fără nici un tratament prealabil. Piesele turnate cu miezurile ceramice au fost examinate prin secționare longitudinală. Pe supra-

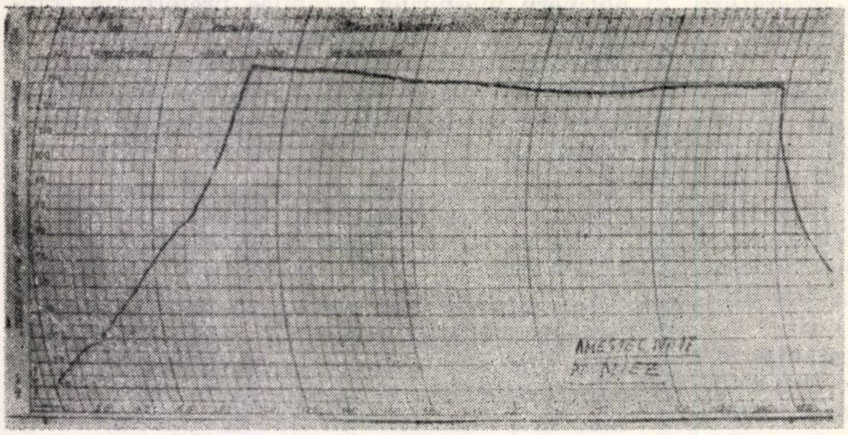


Fig. 3. Curba de dilatare termică a miezului ceramic

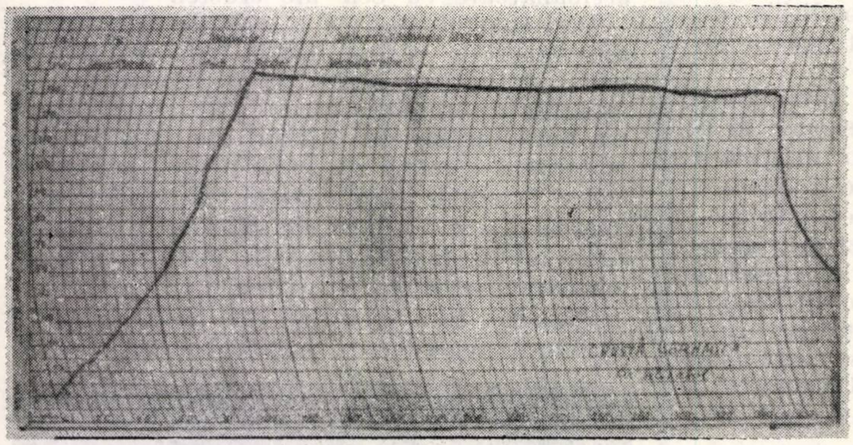


Fig. 4. Curba de dilatare termică a crustei ceramice

faţa pieselor în contact cu miez se observă multe incluziuni de gaze (fig. 5).

După o serie de experimentări s-a ajuns la concluzia că, incluziunile se datoresc reacţiilor chimice ce au loc în masa miezului ceramic la

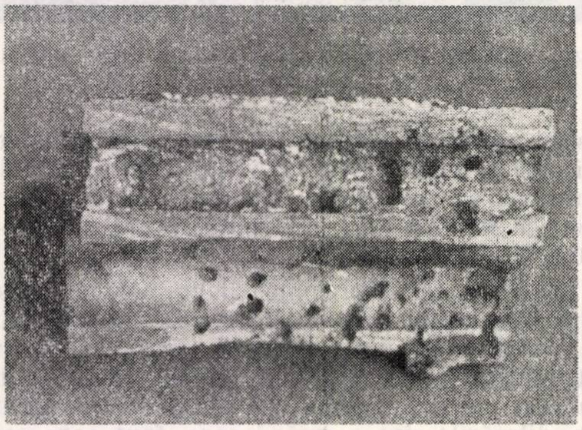


Fig. 5. Piesa metalică secţionată, cu incluziuni de gaze

temperatura de peste 1400°C, reacţii chimice, care sînt însoţite de degajări de gaze. Miezurile au fost examinate la derivatograf (sistemul F. Paulik, I. Paulik, L. Erdey) pînă la temperatura de 1500°C; din derivatogramă (fig. 6) reiese că peste 1300°C au loc nişte reacţii prin care proba pierde din greutatea ei. Reacţiile chimice menţionate se pot datora impurităţilor de oxizi metalici din materialele ceramice utilizate.

Pentru eliminarea acestui neajuns materialele ceramice au fost tratate, în prealabil, în vederea eliminării oxizilor amintiţi, piesele turnate cu miezurile obţinute din aceste materiale, nu mai prezintă nici o incluziune de gaze. Din altă derivatogramă (fig. 7) reiese că miezurile sînt stabile pînă la temperatura de 1500°C.

Miezurile ceramice atît la presarea modelelor de ceară cît şi la turnarea oţelului sînt solicitate şi mecanic, astfel că ele au fost examinate şi din acest punct de vedere. Figura 8 prezintă curba de rezistenţă mecanică în funcţie de temperatura de calcinare. Din curbă reiese că rezistenţa maximă se atinge la o calcinare la temperatura de 1250°C, peste această temperatură rezistenţa miezurilor nu se mai schimbă.

După turnare, miezurile trebuie eliminate din găurile interioare, deci s-a pus problema

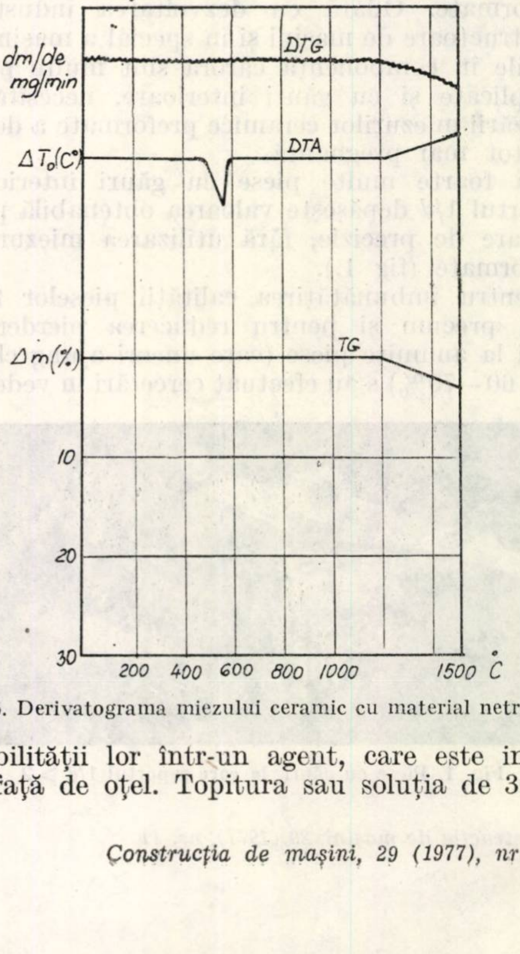


Fig. 6. Derivatograma miezului ceramic cu material netratat

solubilităţii lor într-un agent, care este inactiv faţă de oţel. Topitura sau soluţia de 30%

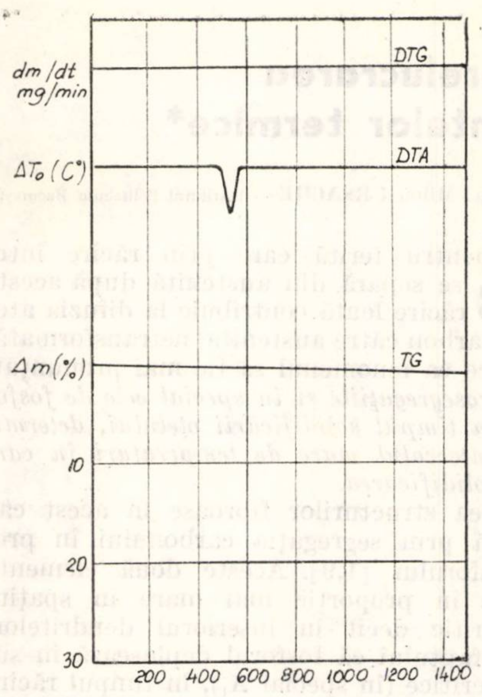


Fig. 7. Derivatograma miezului ceramic cu material tratat

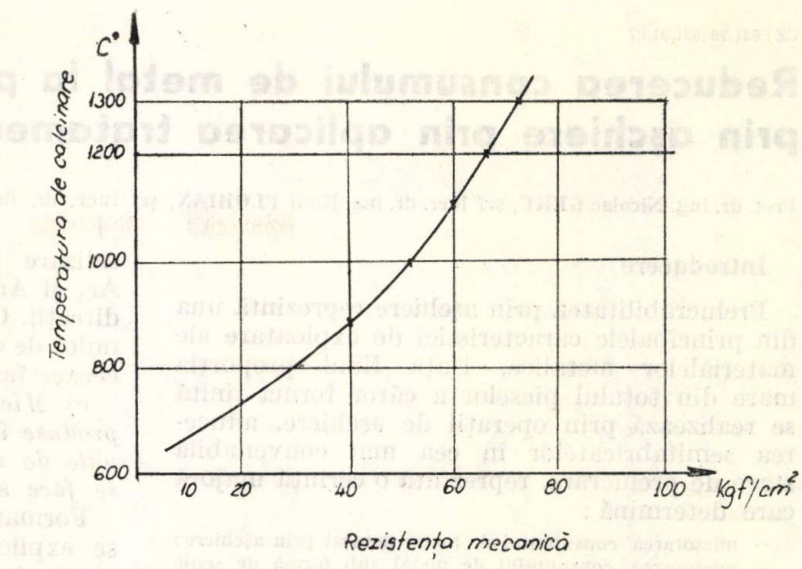


Fig. 8. Influenţa temperaturii de calcinare asupra rezistenţei mecanice ale miezurilor

de NaOH sau KOH dizolvă miezurile fără să atace oţelul.

Figura 9 prezintă durata dizolvării miezurilor în funcţie de gradul de eliminare. În general minimum 6 ore sînt necesare pentru eliminarea lor într-o proporţie de 65%. Pentru a grăbi acest proces, la diametre mai mari (peste 7 mm) în loc de bare s-au utilizat tuburi şi astfel durata procesului de eliminare s-a redus simţitor, în medie la 3 ore în funcţie de lungimea pieselor.

Piesele ceramice preformate elaborate astfel au următoarele caracteristici :

— component principal	— cuarţ
— densitate	— 1,85 — 1,90 g/cm³
— porozitate	— 25 — 30 %
— rezistenţă mecanică	— min. 70 Kgf/cm²
— stabilitatea termică	— pînă la 1600°C
— rugozitatea suprafeţei (Ra)	— 3 — 5 μ
— solubilitate	— în topitură sau soluţia de 30 % NaOH

În final se poate trage concluzia că prin metoda elaborată se pot obţine miezuri ceramice prefabricate, care se utilizează la turnarea pieselor metalice cu găuri interioare şi care îndeplinesc pe deplin următoarele condiţii :

— au stabilitate mecanică şi dimensională pînă la min. 1600°C.

— nu intră în reacţie cu metalul topit;

— sînt compatibile cu crustele ceramice pe bază de cuarţ;

sînt permeabile la gaze;

— se pot elimina din piese turnate prin dizolvare în topitură sau soluţie de NaOH.

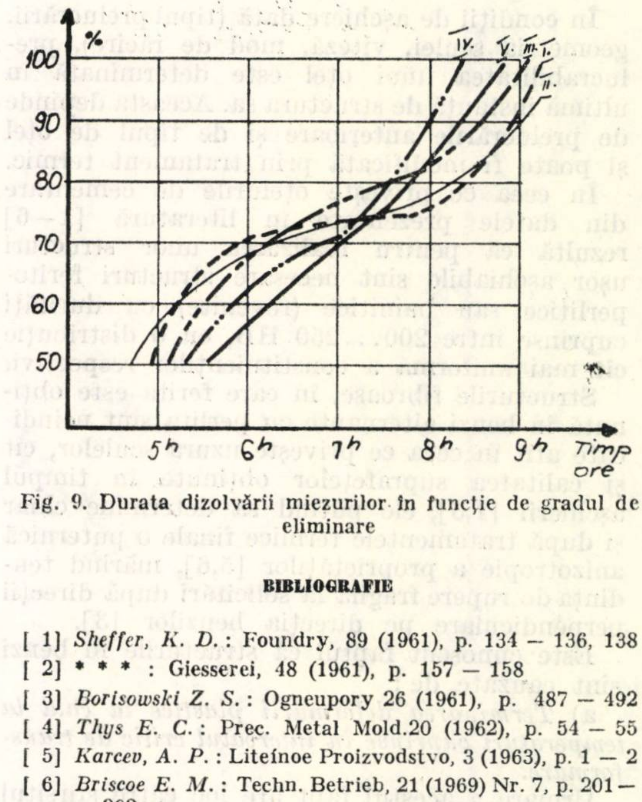


Fig. 9. Durata dizolvării miezurilor în funcţie de gradul de eliminare

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sheffer, K. D.* : Foundry, 89 (1961), p. 134 — 136, 138

[2] * * * : Giesserei, 48 (1961), p. 157 — 158

[3] *Borisowski Z. S.* : Ogneupory 26 (1961), p. 487 — 492

[4] *Thys E. C.* : Prec. Metal Mold.20 (1962), p. 54 — 55

[5] *Karcev, A. P.* : Liteinoe Proizvodstvo, 3 (1963), p. 1 — 2

[6] *Briscoe E. M.* : Techn. Betrieb, 21 (1969) Nr. 7, p. 201 — 202

[7] *Frank, E.* : Gieterij 3 (1969), p. 16 — 17

[8] *Uram S.* : Lucrare susţinută la al III-lea Congres Internaţional pentru turnare de precizie, 1972, Paris

[9] *Laack, E. şi colab.* : Giesserei 50 (1972) Nr. 10, 333—338

[10] *Plochingen, H. J.* : Chemiefasern (textil-industrie) apr. 1975, 364 — 367

[11] Prospect Internaţional Ceramic Ltd — Anglia

[12] Prospect LECO — U.S.A.

CZ: 621.78:621.91.07

Reducerea consumului de metal la prelucrarea prin așchiere prin aplicarea tratamentelor termice*

Prof. dr. ing. Nicolae GERU, șef lucr. dr. ing. Emil FLORIAN, șef lucr. dr. ing. Mihai URSACHE – Institutul Politehnic București

Introducere

Prelucrabilitatea prin așchiere reprezintă una din principalele caracteristici de exploatare ale materialelor metalice. Dată fiind proporția mare din totalul pieselor a căror formă finită se realizează prin operații de așchiere, aducerea semifabricatelor în cea mai convenabilă stare de prelucrare, reprezintă o cerință majoră care determină:

– micșorarea consumului de metal detașat prin așchiere;
– micșorarea consumului de metal sub formă de scule așchietoare;
– creșterea performanțelor pieselor prin îmbunătățirea calității suprafețelor așchiate.

În condiții de așchiere dată (tipul prelucrării, geometria sculei, viteză, mod de răcire), prelucrabilitatea unui oțel este determinată în ultimă instanță de structura sa. Aceasta depinde de prelucrările anterioare și de tipul de oțel și poate fi modificată prin tratament termic.

În ceea ce privește oțelurile de cementare din datele prezentate în literatură [1–6] rezultă că pentru realizarea unor structuri ușor așchiabile sînt necesare structuri ferito-perlitice sau bainitice (revenite) cu durități cuprinse între 200...250 HB, cu o distribuție cît mai uniformă a constituienților respectivi.

Structurile fibroase, în care ferita este obținută în benzi alternante cu perlita sînt neindicate atît în ceea ce privește uzura sculelor, cît și calitatea suprafețelor obținute în timpul așchierii [1,3], ele putînd să determine chiar și după tratamentele termice finale o puternică anizotropie a proprietăților [5,6], mărind tendința de rupere fragilă la solicitări după direcții perpendiculare pe direcția benzilor [3].

Este cunoscut faptul că structurile în benzi sînt cauzate de:

a) *Terminarea deformării plastice la cald la temperaturi cuprinse în intervalul critic de transformare.*

Urmare a acestui fapt are loc către sfîrșitul operației o deformare plastică a amestecului dintre cele două faze (γ și α), cu plasticități diferite. Benzile de ferită astfel formate constituie centri de cristalizare pentru ferită ce se separă în continuare la răcire, în timp ce austenita deformată și alungită și ea în momentul atingerii temperaturii Ar, se transformă în perlită.

b) *Incluziunile alungite în timpul deformării plastice.* Acestea pot constitui centri de cristalizare pentru ferită care prin răcire între Ar_3 și Ar_1 se separă din austenită după aceste direcții. O răcire lentă contribuie la difuzia atomilor de carbon către austenita netransformată, ceeace face ca fenomenul să fie mai pronunțat.

c) *Microsegregațiile și în special cele de fosfor produse în timpul solidificării oțelului, determinate de intervalul mare de temperaturi în care se face solidificarea.*

Formarea structurilor fibroase în acest caz se explică prin segregația carbonului în prezența fosforului [1,9]. Aceste două elemente se găsesc în proporție mai mare în spațiul interdendritic decît în interiorul dendritelor. Datorită faptului că fosforul deplasează în sus punctele critice (în special A_1), în timpul răcirii se separă ferita, la început în zonele mai bogate în fosfor din spațiile interdendritice. Carbonul va difuza către austenita rămasă netransformată, adică în axele dendritelor.

Structura va fi formată din benzi mai sărace în carbon (ferită) provenind din transformarea spațiilor interdendritice cu un conținut de fosfor mai ridicat și benzi îmbogățite în carbon (perlita) provenind din transformarea zonelor ce corespundeau inițial axelor dendritelor. În situația în care structurile în benzi nu au apărut după deformarea plastică, prelucrabilitatea prin așchiere este determinată în condiții similare de prelucrare, de morfologia structurii materialului metalic supus așchierii obținut prin tratament termic.

Lucrarea de față își propune ca pe baza unor studii și cercetări experimentale efectuate pe două oțeluri de cementare să stabilească criteriile de alegere a tratamentelor termice în vederea reducerii consumului de metal la așchierea acestora – prin micșorarea cantității de șpan detașat și a consumului de scule așchietoare, precum și prin îmbunătățirea calității suprafețelor prelucrate care influențează pozitiv asupra proceselor de transfer de masă la cementarea ulterioară.

Materialul și metodica de cercetare

Pentru experimentare s-au utilizat două oțeluri mediu aliate de cementare ale căror compoziții chimice sînt prezentate în tabelul 1.

Pentru oțelurile 13 C N 25 și 14 Cr Ni 18 (la care s-au observat structuri fibroase în barele inițiale) s-au urmărit atît condițiile de tratament termic cît și de prelucrare plastică prin care structurile în benzi pot fi evitate

* Articol prezentat în cadrul simpozionului „Reducerea consumului de metal" – mai, 1977.

Tabelul 1

Compoziţia chimică a oţelurilor experimentate

Oţelul	Compoziţia chimică, %							
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	S	P
13CN25	0,13	0,27	0,24	0,70	2,15	—	0,030	0,035
14CrNi18	0,12	0,23	0,52	1,10	4,32	—	0,020	0,025

sau eliminate în cazul în care au apărut. Pentru aceasta s-au forjat bare cu două grade de reducere: 50 % şi 73 %. Temperaturile de sfîrşit de forjare pentru ambele oţeluri au fost cuprinse în intervalul 950—1000°C.

Încercările de aşchiere au fost făcute pentru două regimuri diferite de strunjire (eboşare+finisare — tabelul 2), măsurînd cantitatea de şpan pînă la uzarea cuţitului şi ridicînd pentru fiecare caz în parte curbele de rugozitate [10—12].

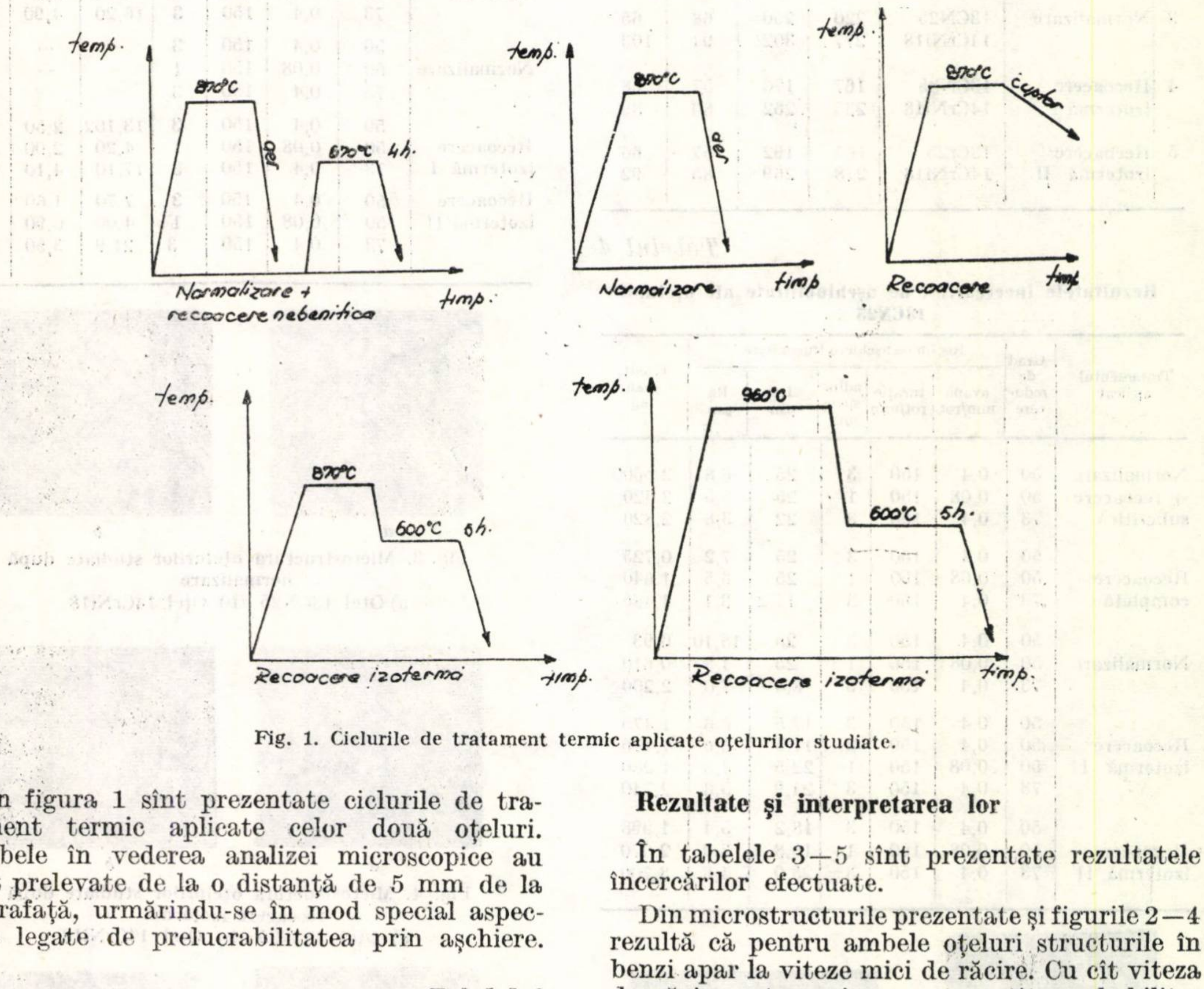


Fig. 1. Ciclurile de tratament termic aplicate oţelurilor studiate.

În figura 1 sînt prezentate ciclurile de tratament termic aplicate celor două oţeluri. Probele în vederea analizei microscopice au fost prelevate de la o distanţă de 5 mm de la suprafaţă, urmărindu-se în mod special aspectele legate de prelucrabilitatea prin aşchiere.

Tabelul 2

Regimuri de aşchiere utilizate la prelucrarea prin strunjire a oţelurilor experimentate

Regimul	Avans mm/rot	T rot/min	Adîncime şpan mm
1	0,4	150	3
2	0,02	150	1
3	0,03	150	3

Rezultate şi interpretarea lor

În tabelele 3—5 sînt prezentate rezultatele încercărilor efectuate.

Din microstructurile prezentate şi figurile 2—4 rezultă că pentru ambele oţeluri structurile în benzi apar la viteze mici de răcire. Cu cît viteza de răcire este mai mare, cu atît probabilitatea de apariţie a structurii fibroase este mai mică.

Încălzirea la temperaturi ridicate (960°C) nu reuşeşte să uniformizeze repartiţia constituenţilor (fig. 5). Pentru oţelurile studiate influenţa coroiajului asupra morfologiei structurii este de asemenea mică, singurul factor care poate determina apariţia sau eliminarea structurilor fibroase fiind viteza de răcire.

Din cele arătate rezultă că la oțelurile studiate structurile în benzi au fost determinate de segregațiile de fosfor, întrucît numai acestea nu pot fi distruse prin omogenizări pînă la 1200°C [9]. Influența vitezei de răcire se explică în aceste condiții prin aceea că o viteză

Tabelul 3

Caracteristicile mecanice ale oțelurilor experimentate

Nr. crt.	Denumirea tratamentului aplicat	Oțelul	Caracteristici mecanice HB			
			Ø 60 mm	Ø125 mm	Ø 60 mm	Ø125 mm
1	Normalizare + Recoacere subcritică	13CN25	159	163	55	56
		14CrNi18	241	248	82	85
2	Recoacere completă	13CN25	149	149	51	51
		14CrNi18	258	277	85	84
3	Normalizare	13CN25	220	250	68	65
		14CrNi18	277	302	94	103
4	Recoacere izotermă I	13CN85	167	170	57	58
		14CrNi18	235	262	80	89
5	Recoacere izotermă II	13Cr25	167	192	57	66
		14CrNi18	248	269	85	92

Tabelul 4

Rezultatele încercărilor de așchiabilitate ale oțelului 13CN25

Tratamentul aplicat	Grad de reducere	Regim de așchiere Rugozitate. avans mm/rot	turație rot/min	adînc span mm	Rz. µm	Ra µm	Greut. șpan kg
Normalizare	50	0,4	150	3	25	6,8	2,5600
+ recoacere	50	0,08	150	1	25	5,5	2,420
subcritică	73	0,4	150	3	22	3,8	2,820
	50	0,4	150	3	25	7,2	0,725
Recoacere	50	0,08	150	1	25	6,5	1,640
completă	73	0,4	150	3	14,2	3,1	1,485
	50	0,4	150	3	25	15,10	0,93
Normalizare	50	0,08	150	1	25	4,8	0,610
	73	0,4	150	3	8,5	7,0	2,200
	50	0,4	150	3	17,5	6,6	1,475
Receacere	50	0,4	150	3	17,5	6,6	1,475
izotermă I	50	0,08	150	1	22,5	4,8	1,280
	73	0,4	150	3	24,9	5,6	2,740
	50	0,4	150	3	18,2	5,4	1,998
Recoacere	50	0,08	150	1	19,8	3,9	2,070
izotermă II	73	0,4	150	3	25,0	4,8	3,700

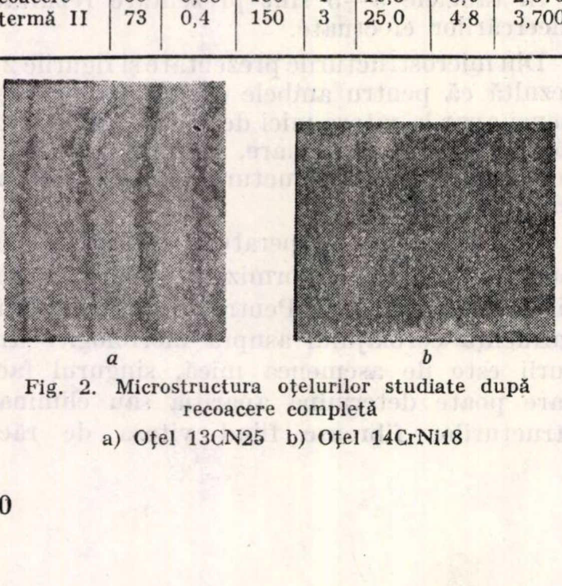


Fig. 2. Microstructura oțelurilor studiate după recoacere completă
a) Oțel 13CN25 b) Oțel 14CrNi18

Tabelul 5

Rezultatele încercărilor de așchiabilitate a oțelului 14CrNi18

Tratamentul aplicat	Grad de reducere %	Regim de așchiere Rugozit avans mm/rot	turație rot/min	adînc. mm	Rz. µm	Ra µm	Greut. șpan kg
Normalizare	50	0,4	150	3	6,40	1,20	2,41
+recoacere	50	0,08	150	1	4,10	2,00	2,61
subcritică	73	0,4	150	3	10,00	2,10	1,01
Recoacere	50	0,4	150	3	18,00	5,90	1,52
completă	50	0,08	150	1	6,90	3,60	1,74
	73	0,4	150	3	16,20	4,90	0,94
	50	0,4	150	3	—	—	—
Normalizare	50	0,08	150	1	—	—	—
	73	0,4	150	3	—	—	—
	50	0,4	150	3	13,102	2,50	2,61
Recoacere	50	0,08	150	1	4,20	2,00	2,84
izotermă I	73	0,4	150	3	17,10	4,10	2,96
Recoacere	50	0,4	150	3	7,70	1,60	2,70
izotermă II	50	0,08	150	1	4,00	0,90	3,21
	73	0,4	150	3	21,9	3,50	3,30

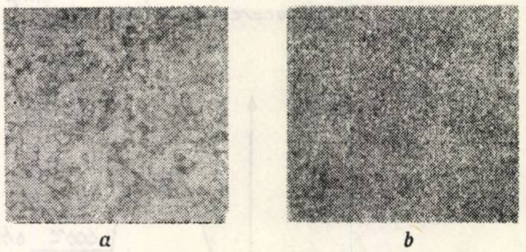


Fig. 3. Microstructura oțelurilor studiate după normalizare
a) Oțel 13CN25 b) Oțel 14CrNi18

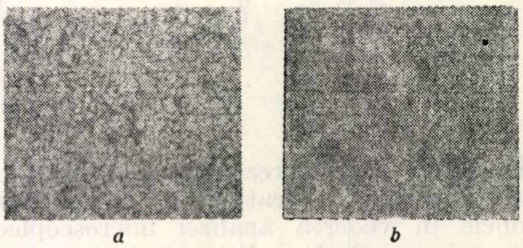


Fig. 4. Microstructura oțelurilor studiate după recoacere izotermă
a) Oțel 13CN25 b) Oțel 14CrNi18

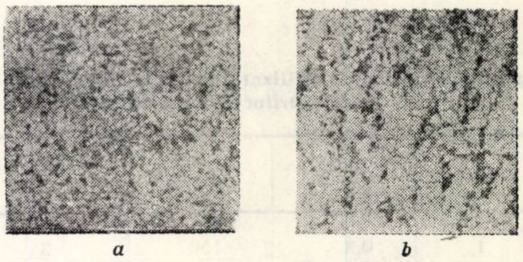


Fig. 5. Microstructurile oțelului 13CN25 încălzit la 960°C, două ore, și răcit:
a) în aer b) cu cuptorul

mai mare de răcire nu permite o desfăşurare completă a proceselor de difuzie care asigură segregarea carbonului din zonele mai bogate în fosfor.

Din compararea structurilor celor două oţeluri mai rezultă că structurile în benzi sînt cu atît mai pronunţate cu cît călibilitatea oţelului este mai bună.

În ceea ce priveşte rezultatele prelucrării prin strunjire (tabelele 4 şi 5), se observă o bună concordanţă ale acestora cu microstructurile prezentate, în sensul că structurile în benzi înrăutăţesc prelucrabilitatea.

Concluzii

1) Structurile în benzi micşorează capacitatea de prelucrare prin aşchiere a oţelurilor.

2) În cazul în care apariţia structurilor în benzi este determinată de microsegregaţiile fosforului existente prin elaborare, caracterul fibros al structurii poate fi evitat fie prin încălziri la temperaturi foarte ridicate (1150 – 1200°C) cu timpi îndelungaţi de menţinere la această temperatură, fie prin utilizarea unor grade foarte mari de deformare plastică.

3) Cele mai eficace mijloace de evitare a structurilor în benzi sau de eliminare în cazul în care acestea au apărut îl constituie utilizarea unor răciri mai rapide din domeniul austenitic (pentru diametre de max. 160 mm, la oţelurile studiate răcirea în aer este suficientă). Din acest punct de vedere se recomandă ca tratament termic foarte eficace recoacerea izotermă cu răciri rapide după austenitizare, pînă la temperaturi chiar mai scăzute decît treapta izotermă, aceasta avînd şi avantajul unei durate mai mici de menţinere izotermă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Andres Sanz, M. P.* : La metallurgie, 1972, 104, nr. 12.
[2] *Parent—Simcnin, S. I., Margerie, I. C.: Houdremont, E.* : Revue de metallurgie, 1972, nr. 12.
[3] *Meshin, V. S.* : Speţialnie stali — metallurghizdat Moscva 1959, Osnovî leghirovania stalei, Metallurghizdat, Moscova 1959.
[4] * * * : Metallovedenia i termicescaia obrabotca Metallurghizdat — Moscova 1961.
[5] *Popescu, N.* : Alegerea şi tratamentul termic al oţelurilor pentru roţi dinţate. Editura tehnică — Bucureşti 1969.
[6] *Hvcrinov, H. I.* : Cristalizaţia i neodnorodnosti stali Metallurghizdat, Moscova, 1958.
[7] *Popov, A. A., Popova, A. E.* : Izotermiceschie i termochineticeschie diagramî raspada pereohlojdenoba austenita — Metallurghizdat — Moscova — 1961,
[8] *Gruzin, P. L. Murali, V. V.* : Metallovedenie i termicescaia obrabotca metallov, 1968, nr. 2.
[9] *Svecinicov, V. N.* In : Fizica metallovi metallovedenie 1954 nr. 1.
[10] *Sazonov, B. G.* In : Metallovedenie i termicescaia obrabotca mettalov, 1957, nr. 4.
[11] *Loria, E.* În : Metallurgia, 1969, vol. 80, 481, nr. 11.

CZ : 621.831

Factorul de formă, influenţa procedeului şi a sculei de danturare asupra acestuia la calculul de rezistenţă al angrenajelor cilindrice

Ing. Paul MIULESCU – I.C.P.A.T. – Braşov

Una din cauzele frecvente care duc la ieşirea din uz a angrenajelor este ruperea dinţilor.

Determinarea dimensiunilor minime prin calcule de rezistenţă la care durabilitatea angrenajului corespunde scopului urmărit reprezintă o problemă importantă de proiectare.

Metodele de calcul existente în prezent în literatură dintre care amintim : metoda I.S.O., metoda A.G.M.A., metoda Niemann, metoda Clasică, metoda Dudley, au la bază ipoteze care diferă foarte puţin în ceea ce priveşte modul cum sînt cuprinşi în relaţiile de calcul factorii care influenţează capacitatea portantă a dintelui prin oboseală.

Elementele comune acestor metode sînt :
— ca informaţie primară : forma dintelui ;
— ca algoritm de calcul :

a) se ia ca secţiune periculoasă, secţiunea corespunzătoare unor tangente duse sub un unghi de 30° faţă de axa dintelui ;

b) forţa aplicată în punctul singular exterior de angrenare pentru angrenajele de precizie, sau sarcina aplicată în vîrful dintelui împărţită la gradul de acoperire ;

c) tensiunea echivalentă cea care rezultă din compunerea tensiunii de încovoiere cu cea tangenţială ;

d) se ia în considerare în calcul un coeficient de repartizare a sarcinii pe dinte şi un coeficient dinamic.

În afara algoritmului de calcul programabil pe calculator numeric, forma danturii privită ca rezultat al procesului de angrenare prezintă unele particularităţi mai puţin studiate.

Alegerea unor scheme simple de danturare avînd la bază metodele de prelucrare prin rulare determină pe centroidele roţilor familia de normale şi tangente legate de profilul dinţilor conform teoremei de bază a angrenării (Willis).

Astfel în lucrarea de faţă se prezintă cîteva aspecte legate de determinarea elementelor geometrice ale danturilor cilindrice utilizate în calculul durabilităţilor.

O metodă directă pentru găsirea ecuaţiei flancurilor evolventice este bazată pe determinarea lungimii corzii la diametru de divizare: S_D.

La diametru D_x unghiul format de axa dintelui cu raza R_x va fi :

$$\frac{\widehat{S_x}}{D_x} \qquad (1)$$

unde :

$$\frac{\widehat{S_x}}{D_x} = \frac{\widehat{S_D}}{D_d} - (\text{inv } \alpha_x - \text{inv } \alpha_0) \qquad (2);$$

$$\cos \alpha_x = \frac{D_d}{D_x} \cos \alpha_0 \qquad (3)$$

Grosimea la coardă $\bar{S}_x$ va fi:

$$\bar{S}_x = D_x \sin \left(\frac{\widehat{S_x}}{D_x} \right) \qquad (4)$$

unde:

m — modulul danturii; $D_d = m.z.$
ξ — deplasarea specifică;
α_0 — unghiul de angrenare.

Curbele de racordare la cercul interior al profilului depind de forma cuțitului și procedeul de tăiere.

În cazul cuțitului cremalieră, de exemplu, curba de racordare este o curbă echidistantă la o evolventă alungită generată de centrul racordării capului dintelui profilului sculei. Distanța între aceste două curbe este dată de raza de racordare a capului dintelui sculei. (r_0).

Ecuația acestei evolvente alungite se determină considerînd un angrenaj cu cremalieră, unde Z_1 este roata de generat iar Z_2 este de fapt o cremalieră generatoare. Pentru roata Z_1 se atașează sistemul de coordonate mobil $S_1(x_1\ y_1\ o_1)$, iar pentru cremaliera generatoare sistemul $S_2\ (x_2\ o_2\ y_2)$.

În angrenarea cuțitului cu semifabricatul, sistemul S_1 execută o mișcare de rotație în

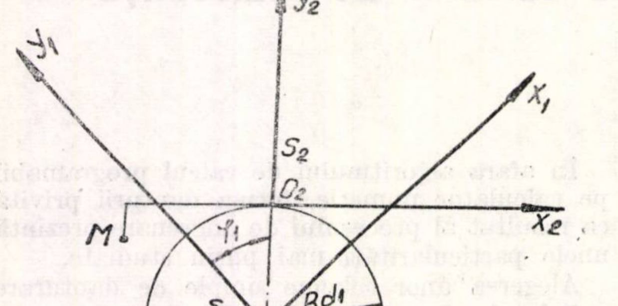


Fig. 1

jurul lui o_1 iar S_2 o mișcare de translație. Curba descrisă de centrul M al razei de racordare are ecuația matricială: (fig. 1).

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ y_1 \\ 1 \end{Bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} \cos \varphi_1 & \sin \varphi_1 & R_{d_1} \sin \varphi_1 \\ -\sin \varphi_1 & \cos \varphi_1 & R_{d_1} \cos \varphi_1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -\varphi_1 R_{d_1} \\ -(b_0 - \xi_1 \cdot m - r_0) \\ 1 \end{Bmatrix}$$

în care:

m — nodulul danturii; $Rd_1 = m \cdot z_1/2$
ξ_1 — deplasarea specifică;
b_0 — înălțimea capului dintelui cremalierei generatoare.

Curba echidistantă care dă racordarea la baza dintelui se obține cu ajutorul unui sistem de coordonate mobil legat de aceasta.

Profilul evolventic se determină în sistemul S_P cu ajutorul relațiilor (1), (2), (3), (4) iar profilul de racord în sistemul S_R. Asamblarea celor două sisteme cu profilele respective necesită determinarea pozițiilor lor relative deci unghiul γ (fig. 2), unghiul de rotație al sistemului S_P.

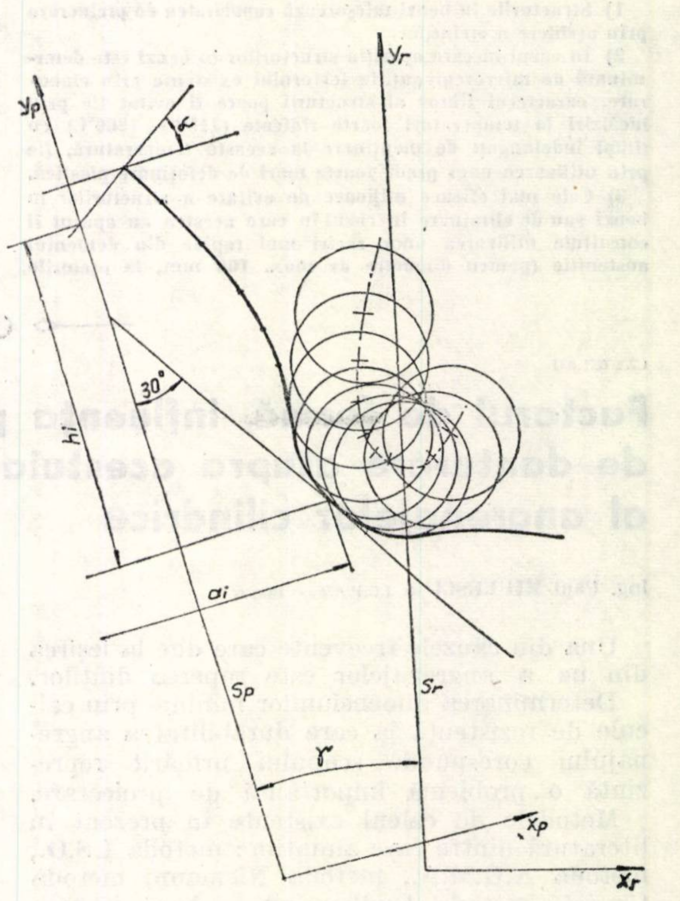


Fig. 2

Determinarea acestuia se face din condiția rostogolirii fără alunecare a liniei de referință a cremalierei pe cercul de divizare al semifabricatului (fig. 3).

Astfel avem:

$$\Delta_1 = \frac{1}{2}\, m \cdot \pi - \left[\left(\frac{\pi m}{4} - a_0 \operatorname{tg} \alpha_0 \right) - \right.$$

$$\left. - r_0 \cos \alpha_0 \right]; \ \gamma = \frac{\Delta_1}{R_{d_1}}$$

Coarda corespunzătoare arcului Δ_1 va fi: $CD = 2R_{d_1}\sin\left(\frac{\gamma}{2}\right)$.

Avînd evolventa alungită echidistantă în sistemul S_R și efectuînd rotația corespunzătoare pentru punctele profilului evolventic din sis-

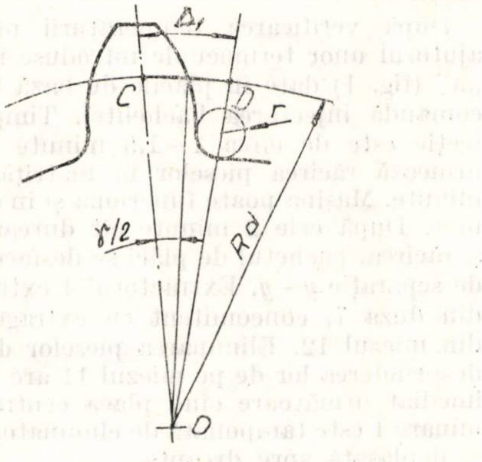


Fig. 3

temul S_P cu unghiul γ se obține într-un singur sistem S_R, coordonatele punctelor ce definesc forma dintelui.

În zona activă a danturii aceste coordonate vor fi:

$$\begin{Bmatrix} x_R \\ y_R \\ 1 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\gamma & \sin\gamma & 0 \\ -\sin\gamma & \cos\gamma & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} S_x/2 \\ D_e/2 - h_x \\ 1 \end{Bmatrix}$$

$$h_x = \frac{D_e - D_x}{2} - \frac{D_x}{2}\cdot\left(\cos\left(\frac{S_x}{D_x}\right) - 1\right)$$

D_e = diametru exterior

iar pentru zona de racordare avem:

$$\begin{Bmatrix} x_R \\ y_R \\ 1 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\lambda & \sin\lambda & \sqrt{x_1^2 + y_1^2}\cdot\cos\theta \\ -\sin\lambda & \cos\lambda & \sqrt{x_1^2 + y_1^2}\cdot\sin\theta \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} -r_0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix}; \quad \lambda = \operatorname{arctg} y_1', \quad \theta = \operatorname{arctg}\frac{y_1}{x_1}$$

Din ecuațiile analitice matriciale ale profilului danturii putem obține cu precizie factorul de formă Y în cazul metodelor: Lewis, A.G.M.A., I.S.O. sau q_K în cazul metodei Niemann.

De exemplu pentru: $Z = 12$, $\xi = 0$, $m = 4$, $f_{0n} = 1$, $W_{0n} = 0{,}25$ $r_0 = 1{,}52$ s-a obținut $q_K = 3{,}396$, valoare ce concordă cu diagramele utilizate pînă în prezent.

Concluzii

Obținînd legătura între parametrii sculei și forma danturii putem îmbunătăți factorul de formă prin modificarea sculelor și a procedeului de tăiere.

Se poate determina factorul de formă pentru orice cremalieră de referință îmbunătățind simțitor aprecierea durabilității.

Dacă se reprezintă grafic curbele care delimitează dantura se găsește în cazul utilizării sculelor cu protuberanță intersecția sculei cu flancul dintelui.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sauer, L., Horovitz, B., Vasu, T., Miloiu, G., Thomae, V., Van Saanen, E., Erlicz, I., Chiriacescu, S.*: Angrenaje Vol I și 2. Editura Tehnică, București — 1970.

[2] *Zimmer, H. S.*: Verzahnung, Springer Verlag — 1968.

[3] *Houghton, P. S.*: Gears, Technical Press, London — —1968.

[4] *Henriot, G.*: Traite theorique et practique des engrenages, Dunod Paris, Tome 1 et 2 — 1961.

[5] *Litvin, F.*: Teoria zubciatih zațeplenii. Moscva — 1968.

[6] *Miulescu, P.*: Asupra elasticității danturii angrenajelor cilindrice cu dinți drepți cu profil evolventic, Construcția de mașini nr. 6 — 1975.

CZ. 621.7

Considerații privind un nou procedeu și sculă pentru obținerea rotorului distribuitor prin injecția bachelitei

Ing. Florin CONSTANTIN — Universitatea Brașov

Constantin Florin a absolvit Facultatea de mecanică a Institutului Politehnic din Brașov în anul 1971. Efectuează stagiul în producție la uzina „Electroprecizie" Săcele, iar din 1975 este asistent al Facultății de mecanică la Universitatea din Brașov.

Volumul tot mai mare de materiale plastice ce se prelucrează în fiecare an în țara noastră este dictat de considerente de ordin economic și de faptul că materialele plastice pot înlocui în foarte multe cazuri, metalele. Creșterea numărului de repere realizate din materiale plastice termoreactive (bachelite) impune căutarea unor procedee tehnologice, paralel cu proiectarea unor scule din ce în ce mai perfecționate cu durabilitate mare.

Cel mai răspîndit procedeu de prelucrare a bachelitei este presarea directă în matriță sub formă de pastile la o anumită temperatură și presiune un timp destul de îndelungat. Bachelita înainte de presare necesită operații pregătitoare ca: etuvarea, pastilarea și preîncălzirea. După presare piesele sînt scoase din matriță și așezate în dispozitive de răcire pentru evitarea contracțiilor prea mari și obținerea cotelor impuse.

Procedeul de injecție directă a bachelitei în matrițe este puțin răspîndit la noi în țară. Datorită avantajelor evidente pe care le prezintă cît și a execuției ușoare a sculelor, utilizarea lui se impune din ce în ce mai mult. De exemplu, la procedeul de presare directă într-o matriță cu 3 cuiburi sînt necesare circa 8 minute. Pentru același reper, prin procedeul cu injecție se scurtează ciclul la numai 2 minute obținîndu-se un număr mare de piese și eliminînd alte operații intermediare ca pastilarea, preîncălzirea și răcirea pieselor în dispozitive speciale.

În funcție de capacitatea mașinii (volumul de bachelită injectat la cursa maximă a melcului mașinii) se poate obține un număr mai mare de piese la un ciclu mărind productivitatea de circa 4 ori.

În figura 1 este reprezentat desenul de ansamblu al unei matrițe cu 4 cuiburi cu care s-au făcut experimentările pentru rotorul distribuitorului de scîntei la autoturismul Dacia 1300. Funcționarea acestei matrițe se bazează pe închiderea și deschiderea pachetului de plăci ce o alcătuiesc, în planul de separație indicat cu $y-y$. Înainte de injectarea bachelitei, se recomandă ca temperatura cochiliei să fie cca 130°C–150°C. Această temperatură se realizează cu ajutorul unor coliere de încălzire, fie cu ajutorul unor plăci laterale cu rezistențe de încălzire, montate pe mașină. Cochila reprezentată s-a proiectat cu patru cuiburi, numărul fiind limitat de poziția armăturii metalice și de volumul de material injectat la o cursă maximă.

După verificarea temperaturii matriței cu ajutorul unor termocuple introduse în orificiile ,,a'' (fig. 1) date în plăcile de bază 8 și 13, se comandă injectarea bachelitei. Timpul de injecție este de circa 1–1,5 minute după care urmează răcirea pieselor în matriță circa 0,5 minute. Mașina poate funcționa și în ciclu automat. După cele 2 minute cît durează injecția și răcirea, pachetul de plăci se desface în planul de separație $y-y$. Extractorul 4 extrage culeea din duza 7, concomitent cu extragerea piesei din miezul 12. Eliminarea pieselor din cuib și desprinderea lor de pe miezul 11 are loc în faza imediat următoare cînd placa centrală de eliminare 1 este tamponată de eliminatorul mașinii și deplasată spre dreapta.

Astfel tijele de eliminare 9 deplasează placa de eliminare 2, și aruncătoarele 10, care elimină piesele din matriță; ciclul se reia după ce în prealabil cuiburile au fost curățate cu aer comprimat. La cursa de închidere a pachetului de

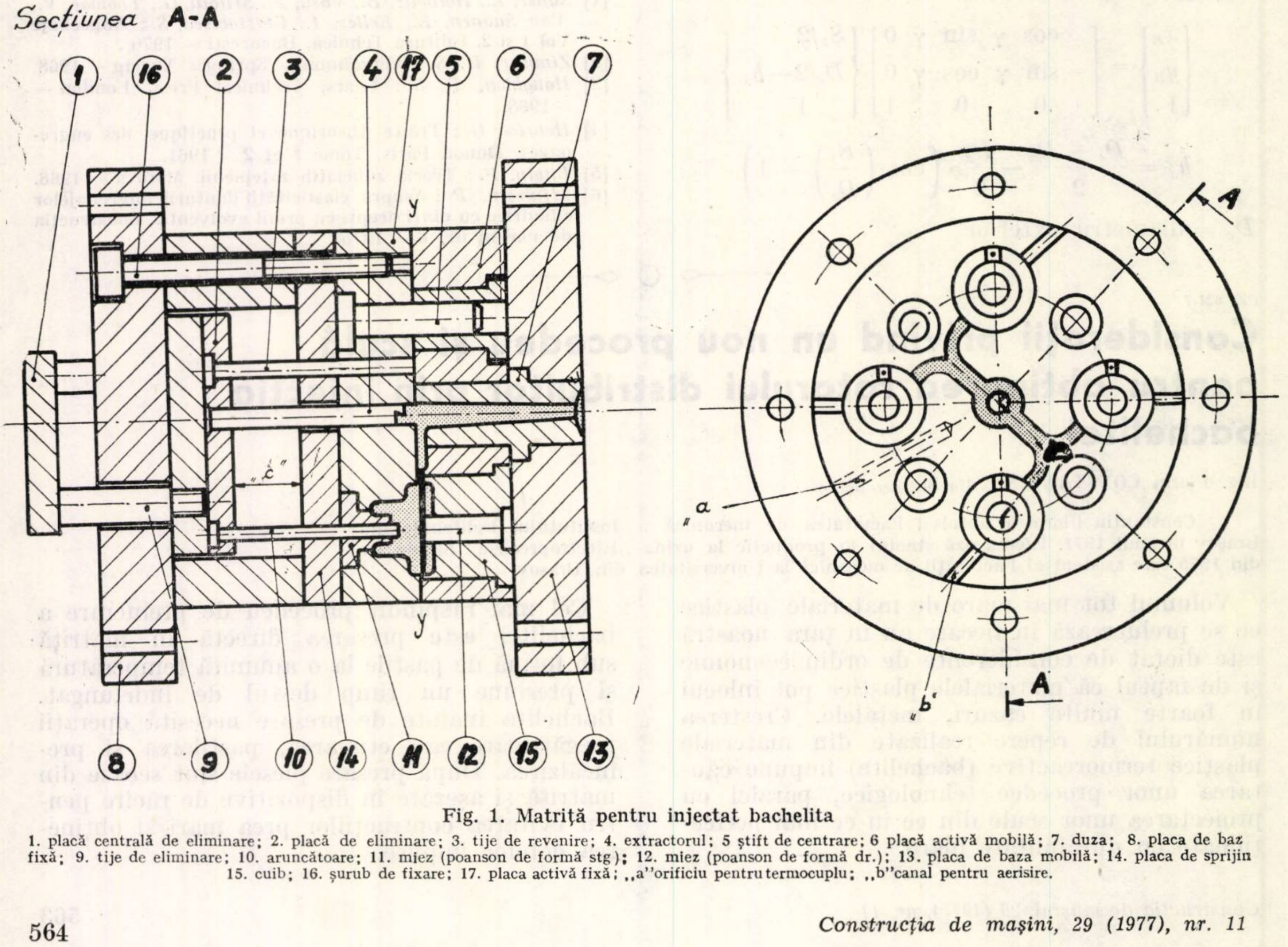


Fig. 1. Matriță pentru injectat bachelita

1. placă centrală de eliminare; 2. placă de eliminare; 3. tije de revenire; 4. extractorul; 5 știft de centrare; 6 placă activă mobilă; 7. duza; 8. placa de baz fixă; 9. tije de eliminare; 10. aruncătoare; 11. miez (poanson de formă stg); 12. miez (poanson de formă dr.); 13. placa de baza mobilă; 14. placa de sprijin 15. cuib; 16. șurub de fixare; 17. placa activă fixă; ,,a''orificiu pentru termocuplu; ,,b''canal pentru aerisire.

plăci, cu ajutorul tijelor de revenire 3 placa de eliminare 2 împreună cu aruncătoarele 10 sînt readuse în poziţia iniţială.

Ca material de injectat s-a folosit o bachelită electrotehnică, iar încercările cu această sculă proiectată s-au făcut pe maşina de injectat Eugel tip ES 180/90, cu următoarele caracteristici:

dispozitivul de injecţie

— diametrul melcului — 40 mm;
— cursa melcului — 100 mm;
— numărul de rotaţii a melcului — 50 — 280 rot/min;
— volumul la cursa maximă — 125 cm³;
— greutatea materialului de injecţie — 100 g;
— presiunea specifică de injecţie— 1480 Kgf/cm²;
— cursa duzei maşinii — 180 m
— instalaţia de încălzire — 5,1 kW;
— numărul zonelor de încălzire — 3.

dispozitivul de închidere

— forţa de închidere — 90 tf;
— cursa— 300 mm;
— înălţimea maximă a matriţei — 355 mm;
— înălţimea min. a matriţei — 150 mm;
— dimensiunile ansamblului — 520 × 400 mm;
— uscarea — 2 sec.

sistemul de acţionare

— instalaţia de acţionare a pompei — 15 kW;
— rezervorul de ulei — 100 litri.

Matriţa din figura 1 s-a proiectat pentru rotorul distribuitorului de turism, avînd o formă complexă şi armătură metalică, lama de distribuţie, greutatea unei piese fiind de circa 15 grame. Stabilirea corectă a planului de separaţie este importantă deoarece influenţează apreciabil cinematica matriţei. Suprafeţele laterale ale cuibului 17 şi 15 (fig. 1) se prevăd cu înclinaţii cuprinse între 1 : 100 şi 1 : 200 pentru a uşura eliminarea din matriţă. Aşezarea piesei faţă de planul de separaţie al matriţei $y-y$ se face astfel încît zona din produs care necesită efort mai mare la eliminare, să fie plasată în partea eliminatoarelor. Rămînerea produsului într-o parte sau alta la deschiderea matriţei poate fi influenţată prin înclinaţii şi rugozităţi diferite dacă acestea nu dăunează calităţii. Se recomandă ca piesele, respectiv cuiburile matriţei şi forma exterioară a poansoanelor şi eliminatoarelor să aibă înclinaţii, iar colţurile şi muchiile să fie rotunjite.

Stabilirea numărului de cuiburi se face în funcţie de mărimea seriei de produse ce urmează a fi executată şi de capacitatea de injecţie a utilajului din dotare. Este necesar ca greutatea pieselor ce urmează a fi injectate (plus culeea) să fie mai mică decît greutatea materialului plastic injectat de maşină într-un ciclu:

$$nG_p + G_c < G_{mi} \qquad (1)$$

unde:

n — numărul de cuiburi ale matriţei;
G_p — greutatea unei piese;
G_c — greutatea culeei;
G_{mi} — greutatea materialului injectat la o cursă a melcului.

La piesele cu suprafeţe mari se verifică şi forţa necesară de închidere a matriţei, care trebuie să fie mai mică decît forţa de închidere dezvoltată de maşină. Această condiţie se verifică cu ajutorul relaţiei:

$$S \cdot p \cdot n < F_m \qquad (2)$$

unde:

S — suprafaţa secţiunii produsului în planul de separaţie (cm²);
p — presiunea de injecţie a materialului (Kgf/cm²);
n — numărul de cuiburi ale matriţei;
F_m — forţa de închidere a maşinii (Kgf).

Se stabilesc apoi punctele de injecţie şi se trasează reţeaua de alimentare, care se recomandă rectilinie şi cît mai scurtă cu putinţă. Secţiunea ideală a canalelor de injecţie este secţiunea circulară, dar necesită formarea în

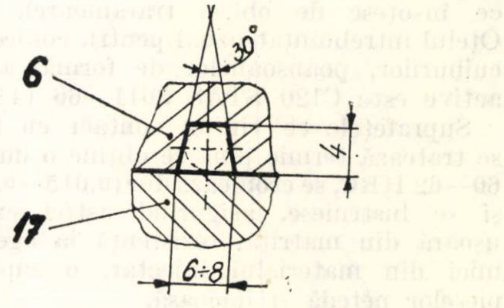


Fig. 2. Secţiune prin canalul de injecţie
6. placa activă mobilă
17. placa activă fixă

ambele părţi ce delimitează planul de separaţie, a unor canale semicirculare. Execuţia este mai greoaie şi mai pretenţioasă. Practic pentru cochila proiectată s-a dovedit suficientă secţiunea trapezoidală din figura 2.

Stabilirea precisă a dimensiunilor puntiţelor care fac legătura între reţea şi piesă, este o operaţie dificilă. Se obişnuieşte ca dimensionarea acestor puntiţe să se facă aproximativ spre limita minimă, cu posibilitatea corijării lor din aproape în aproape la încercarea matriţei pînă cînd produsul corespunde din punct de vedere calitativ. Matriţa proiectată pentru rotorul distribuitor (circa 15 g) a avut o puntiţă de forma şi dimensiunile din figura 3.

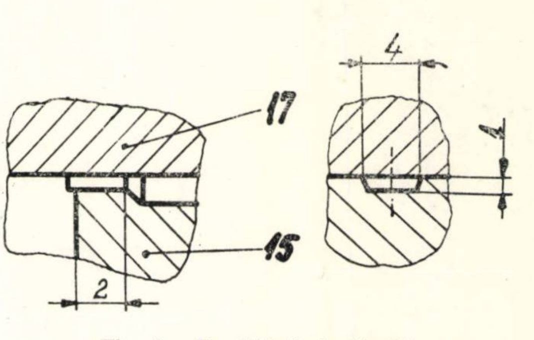


Fig. 3. „Puntiţă de legătură"
15. cuib
17. placa activă fixă

La dimensionarea cuiburilor trebuie avut în vedere faptul că bachelita are un coeficient de contracţie între 0,3–1,2% [1].

Dimensionarea matriţei se face astfel încît să reziste eforturilor ce acţionează asupra elementelor ei în timpul injecţiei, cunoscînd condiţiile de formare a materialelor plastice termoreactive la temperaturi şi presiuni specifice.

Dimensionarea elementelor matriţei pe baza calculului de rezistenţă la încovoiere şi strivire este anevoioasă; de multe ori se recurge la supradimensionare, dar cu atenţie pentru a nu conduce la consumuri sporite de material şi manoperă şi construcţia prea greoaie.

Execuţia matriţei este o altă etapă importantă de care depinde buna funcţionare a matriţei. În general, cuiburile se execută prin electroeroziune cu avantajul execuţiei locaşului în pastile călite anterior, înlăturînd deformaţiile ce însoţesc de obicei tratamentele termice. Oţelul întrebuinţat uzual pentru confecţionarea cuiburilor, poansoanelor de formă, a plăcilor active este C120 STAS 3611–66 [4].

Suprafeţele ce vin în contact cu bachelita se tratează termic pînă se obţine o duritate de 60–62 HRC, se cromează dur (0,015–0,020 mm) şi se lustruiesc, asigurînd astfel extragerea uşoară din matriţă, rezistenţă la agenţii chimici din materialul injectat, o suprafaţă a pieselor netedă şi lucioasă.

Matriţa corectă trebuie să aibă o durabilitate minimă de 10.000 cicluri [3]. Pentru evitarea aderenţei bachelitei pe suprafaţa matriţei, aceasta se lubrifiază cu ceară montană sau cu ulei siliconic cu punct de fierbere ridicat.

Extractorul este mai scurt cu 10–12 mm faţă de planul de separaţie al matriţei, pentru refularea dopului rece de la începutul ciclului. Se execută sub forma unei pene cu dimensiunile indicate în figura 4 din OLC 45 STAS 880–66.

Un alt element important al matriţelor de injectat este duza (poz. 7, fig. 1). Se execută din C120 STAS 3611–66 cu o duritate de 60–62 HRC. Suprafaţa ce vine în contact cu materialul injectat se cromează dur şi se lustruieşte. Această suprafaţă se execută conic pentru a uşura extragerea culeei, unghiul conului fiind cuprins între 4°–6°.

Materialul injectat conţine totdeauna umiditate absorbită sau rezultată din procesele

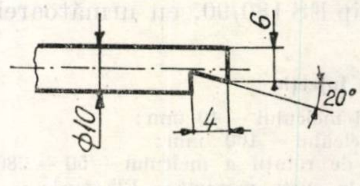


Fig. 4. „Extractorul"

chimice de policondensare, umiditate ce frînează viteza de întărire şi duce la obţinerea unor piese necorespunzătoare. Pentru a permite eliminarea gazelor rezultate şi a aerului din cuib, pe plăcile active ale matriţei (poz. 6, fig. 1) se execută patru canele mici dreptunghiulare de 0,1 × 4 mm, la fiecare cuib în parte. În acest caz, punctul de injecţie trebuie în aşa fel amplasat încît, în timpul injecţiei umplerea cuibului să nu înceapă cu obturarea orificiilor de evacuare a aerului.

Pentru încălzirea matriţei se folosesc două platouri cu rezistenţe electrice, care permit ca regimul de temperatură să poată fi menţinut în limitele 130°C–150°C.

Realizarea unor produse de bună calitate se obţine numai prin respectarea parametrilor tehnologici şi cu ajutorul unei scule proiectate şi executate corect.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Miclăuş, I. şi colectiv.* : Album de matriţe pentru materiale plastice, Editura tehnică, Bucureşti, 1975.

[2] * * * Cartea tehnică a maşinii de injectat Engel ES 180/90

[3] *Chiriţă, I. şi colectiv* : Instrucţiuni pentru utilizarea materialelor plastice, termoreactive, Combinatul chimic Făgăraş, 1969.

[4] *Buralu, V., Zenovei, C.* : Tabele pentru ateliere mecanice, Editura tehnică, Bucureşti, 1970.

CZ: 621.314.1

Unele considerații privind dimensionarea barelor de calibrare pentru traductoare extensometrice rezistive (TER)

Ing. Traian IEREMICIU — I.S.I.M. Timişoara

Introducere

Tensometria electrică rezistivă este una dintre cele mai utilizate metode de investigare a stării de tensiune plane ce se produce la suprafaţa elementelor de rezistenţă ale construcţiilor tehnice solicitate. Această stare de tensiune se calculează cu ajutorul legilor teoriei elasticităţii pe baza stării de deformaţie determinate prin măsurătorile efectuate cu aşa-numitele traductoare extensometrice rezistive (TER). La baza utilizării TER stă proprietatea lor fundamentală de a-şi modifica rezistenţa electrică o dată cu modificarea dimensiunilor lor, deci ale elementului de rezistenţă în zona în care ele sînt aplicate. Modificarea lungimii bazei de măsurare a TER este deci tradusă în modificarea rezistenţei sale electrice, care se măsoară cu ajutorul punţilor extensometrice, relaţia de legătură între acestea fiind dată de constanta traductorului k. Ea se defineşte ca fiind raportul dintre variaţia unităţii de rezistenţă a traductorului, produsă de o deformaţie specifică ε a acestuia:

$$k = \frac{\Delta R/R}{\Delta l/l} = \frac{\Delta R/R}{\varepsilon} \quad (1)$$

Constanta traductorului este o mărime complexă, care depinde — pe lîngă coeficientul de tensosensibilitate al materialului din care este confecţionat firul — şi de o serie de factori ca: modul de prelucrare, diametrul şi tratamentul termic şi mecanic al firului, placa suport pe care acesta e aplicat, dimensiunile şi geometria TER, tehnologia de producţie a traductorului, adezivul utilizat etc. De aceea valoarea acestui coeficient se determină experimental, pentru fiecare lot de traductoare în parte, în conformitate cu instrucţiunile în vigoare /4/

Bare elastice utilizate la calibrarea TER

Calibrarea probelor extrase dintr-un lot se face în scopul determinării valorii constantei k, valoare ce urmează a fi atribuită întregului lot.

Toleranţa maximă admisă pentru constanta k la TER încadrate în clasa 1 de precizie este de $\pm 0{,}5\%$ din valoarea nominală [4]. De aici decurge că operaţia de stabilire a acestei valori trebuie să se facă cu multă acurateţe.

În baza rel. (1) de definire a valorii k, rezultă că determinarea ei comportă pe de o parte măsurarea deformaţiei specifice ε, iar pe de altă parte măsurarea variaţiei rezistenţei ΔR/R corespunzătoare nivelului deformaţiei specifice atinse. Deformarea TER, se realizează prin lipirea acestora pe nişte elemente elastice, numite bare de etalonare sau calibrare. Aceste bare trebuie să îndeplinească următoarele condiţii:

— deformaţia specifică să fie constantă pe toată lungimea utilă a barei;

— materialul din care se confecţionează (oţel sau aliaj de aluminiu) să aibă caracteristici mecanice ridicate, pentru a nu prezenta fenomene de neliniaritate, histerezis etc. pe domeniul pe care este utilizată bara. De obicei valoarea alungirii ε se limitează la $5 \cdot 10^{-3}$.

Se pot utiliza două metode de determinare a deformaţiei specifice ε:

a) *Metoda directă.* TER se aplică pe o bară solicitată axial, deformaţia măsurîndu-se cu un extensometru mecanic sau mecano-optic. Această metodă este dificil de aplicat şi comportă o mare precizie în măsurarea deformaţiei $\Delta l = \varepsilon l$ a barei.

b) *Metoda indirectă.* TER se aplică pe o bară de calibrare solicitată la încovoiere. Pentru a asigura condiţia ε = constant pe lungimea utilă a barei se folosesc fie bare de egală rezistenţă în consolă, fie bare simplu rezemate de secţiune constantă, încărcate cu un moment încovoietor constant. Se măsoară săgeata barei într-un anumit punct, deformaţia specifică determinîndu-se pe baza relaţiei presupuse lineare între aceste două mărimi (f/ε = const.)

Lucrarea de faţă îşi propune să analizeze în ce măsură erorile introduse de acceptarea ipotezei sus-menţionate [1], [4] sînt admisibile, pentru bare de calibrare simplu rezemate. Acest mod de rezemare este adoptat la standul de etalonare a TER construit şi utilizat la Institutul naţional de metrologie, Laboratorul Timişoara [5].

Determinarea abaterii şi parametrii care o condiţionează

Calculul aproximativ al raportului f/ε. În cazul unei bare simplu rezemate, supusă pe porţiunea dintre reazeme la un moment încovoietor constant, (fig. 1), pornind de la relaţia:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\ddot{v}}{(1+\dot{v}^2)^{3/2}} = \frac{M}{EI} \quad (2)$$

şi neglijînd $\dot{v}^2$ în raport cu 1, ceea ce în cazul

deformațiilor mici nu conduce în general la abateri prea mari, rezultă expresia deplasării v:

$$E \cdot I \cdot v = \frac{Ml^2}{2}\left(\frac{x^2}{l^2} - \frac{x}{l}\right) \quad (3)$$

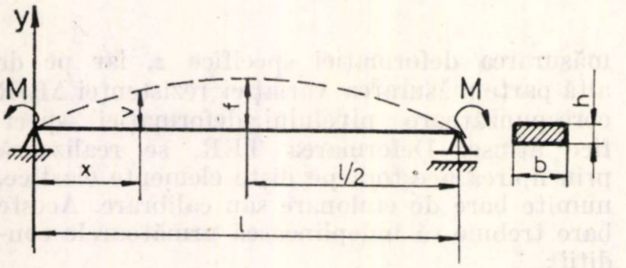


Fig. 1. Bara de calibrare de secțiune constantă încărcată cu un moment încovoietor constant

iar deplasarea maximă la mijlocul grinzii (săgeata f^*):

$$f^* = v(l/2) = \frac{Ml^2}{8EI} \quad (4)$$

unde: $I = \frac{bh^3}{12}$ este momentul de inerție axial geometric al secțiunii transversale. Deformația specifică la nivelul suprafeței superioare (inferioare) a barei este:

$$\varepsilon = \frac{M}{EW} \quad (5)$$

unde: $W = \frac{bh^2}{6}$ reprezintă modulul de rezistență la încovoiere.

Din (4) și (5) rezultă:

$$\frac{f^*}{\varepsilon} = \frac{l^2}{8} \cdot \frac{W}{I} = \frac{l^2}{4h} \quad (6)$$

Se remarcă că, dacă în cazul metodei directe mărimea măsurată era $\Delta l = \varepsilon \cdot l$, în cazul metodei indirecte săgeata care se măsoară este dată de relația $f^* = \varepsilon l \cdot l/4h$, adică această metodă este de $l/4h$ ori mai „sensibilă". Aceasta ar fi un argument în favoarea utilizării unor bare cît mai flexibile, avînd raportul l/h cît mai ridicat. După cum se va vedea în cele ce urmează, abaterea de la liniaritate dată de (6) crește însă o dată cu creșterea acestui raport, putînd atinge valori inacceptabile.

Calculul exact al raportului f/ε și abaterii $\Delta\%$. Acest calcul s-a făcut pentru următoarele două variante:

— distanța l între cele două puncte de rezemare a barei se menține constantă;

— unul din reazeme este mobil, astfel că lungimea fibrei medii deformate între punctele de rezemare se menține constantă.

În ambele cazuri fibra medie deformată va fi un arc de cerc $\left(\frac{1}{\rho} = \frac{M}{EI} = \text{const}\right)$ — întrucît momentul încovoietor și secțiunea barei sînt constante — care se va abate cu atît mai mult de la parabola de gradul 2 care îl aproximează — dată de (3), — cu cît deformația barei, implicit solicitarea ei, este mai mare.

Cazul I

Din figura 2 rezultă:

$$f = \rho\left(1 - \cos\frac{\alpha}{2}\right) = \rho\left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{l}{2\rho}\right)^2}\right] \quad (7)$$

Din relațiile (2), (5) și (7) se obține:

$$\frac{f}{\varepsilon} = \frac{E^2 I \cdot W}{M^2}\left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{M \cdot l}{2EI}\right)^2}\right] \quad (8)$$

Se remarcă faptul că legătura dintre săgeata f și deformația specifică ε nu mai e lineară, abaterea depinzînd de nivelul solicitării M.

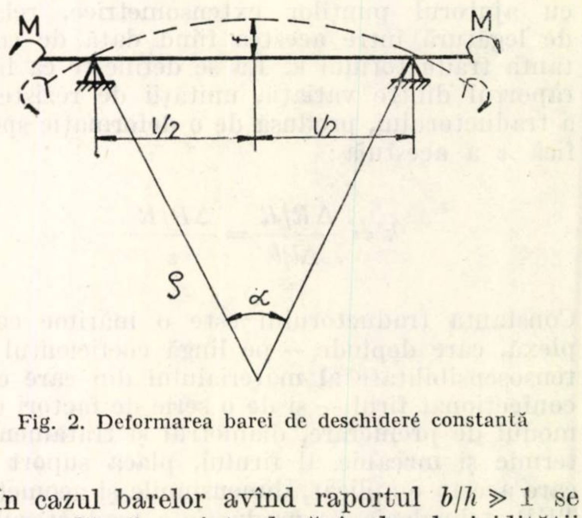


Fig. 2. Deformarea barei de deschidere constantă

În cazul barelor avînd raportul $b/h \gg 1$ se recomandă să se introducă în locul rigidității la încovoiere $E.I$ așa numita rigiditate cilindrică [3]:

$$(EI) = \frac{EI}{1 - \nu^2} \text{ sau } E' = \frac{E}{1 - \nu^2}$$

unde ν este coeficientul lui Poisson.

Abaterea procentuală a valorii f/ε dată de (8) în raport cu cea aproximativă dată de (6) este:

$$\Delta\% = \frac{\frac{f}{\varepsilon} - \frac{f^*}{\varepsilon}}{\frac{f^*}{\varepsilon}} 100 = \left\{\frac{8E^2 \cdot I^2}{M^2 l^2}\left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{Ml}{2EI}\right)^2}\right] - 1\right\} 100\% \quad (9)$$

Din această relaţie se vede că, cu cît raportul $\left(\frac{Ml}{2EI}\right)^2 < 1$ este mai mare, cu atît seria de puteri care aproximează radicalul va fi mai puţin convergentă şi deci abaterea de la liniaritate (proporţionalitatea dintre f şi ε care se obţine prin reţinerea numai a primului termen al dezvoltării în serie) va fi mai importantă. Pentru un anumit material, cu cît bara e mai lungă şi mai puţin rigidă abaterile vor fi mai mari, ele crescînd mai accentuat pe măsura creşterii solicitării.

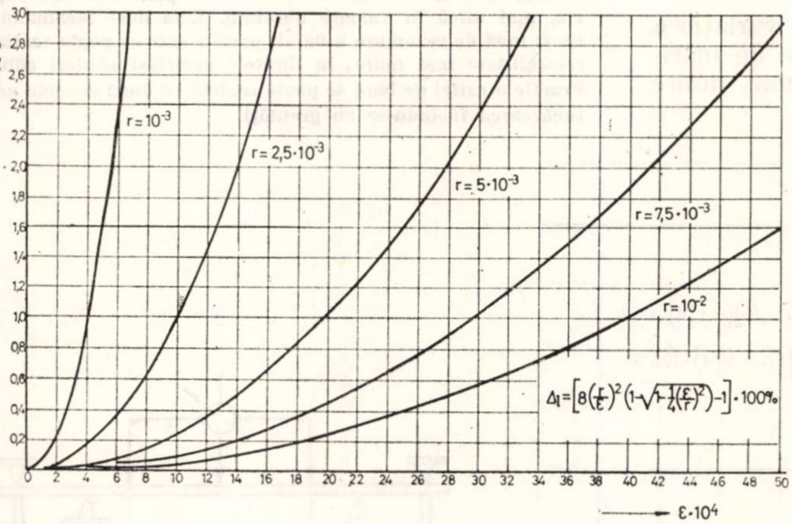


Fig. 3. Curbele de variaţie a abaterii Δ_1% în funcţie de deformaţia specifică ε.

Pentru o solicitare M dată, căreia îi corespunde o anumită deformaţie specifică ε(5), rezultă :

$$\Delta\% = \left\{8\left(\frac{I}{\varepsilon W l}\right)^2\left[1 - \sqrt{1 - \frac{1}{4}\left(\frac{\varepsilon W l}{I}\right)^2}\right] - 1\right\}\cdot 100\% \tag{10}$$

Din relaţia (10) se evidenţiază că acele curbe care dau variaţia abaterii în funcţie de ε se ordonează în raport cu parametrul :

$$r = \frac{I}{W\cdot l} = \frac{h}{2l} \tag{11}$$

care caracterizează rigiditatea (flexibilitatea) barei.

Expresia (10) devine :

$$\Delta\% = \left\{8\left(\frac{r}{\varepsilon}\right)^2 1 - 1 - \frac{1}{4}\left(\frac{\varepsilon}{r}\right)^2 - 1\right\}\cdot 100\% \tag{12}$$

Relaţia are sens pentru

$$1 - \frac{1}{4}\left(\frac{\varepsilon}{r}\right)^2 \geqslant 0.$$

Pentru situaţia limită, căreia îi corespunde $\rho = l/2$ — bara curbată după un semicerc — se obţine o abatere $\Delta = 100\%$.

În figura 3 sînt reprezentate curbele de variaţie $\Delta = \Delta(\varepsilon)$ pentru mai multe valori ale parametrului r

Cazul II

Din figura 4 rezultă :

$$f = \rho\left(1 - \cos\frac{\alpha}{2}\right) = \rho\left(1 - \cos\frac{1}{2\rho}\right) \tag{13}$$

Din relaţiile (2), (5) şi (13) se obţine :

$$\frac{f}{\varepsilon} = \frac{E^2 I W}{M^2}\left(1 - \cos\frac{lM}{2EI}\right) \tag{14}$$

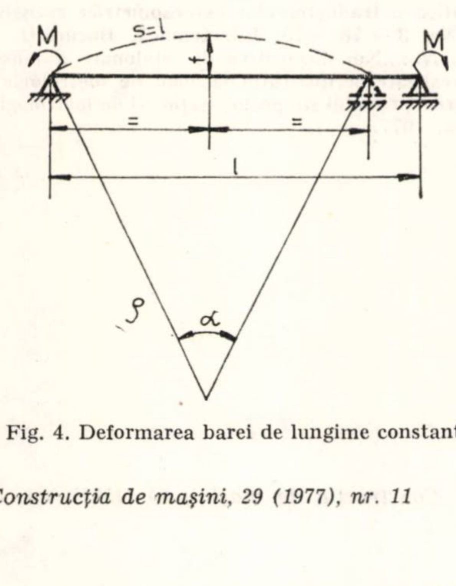


Fig. 4. Deformarea barei de lungime constantă.

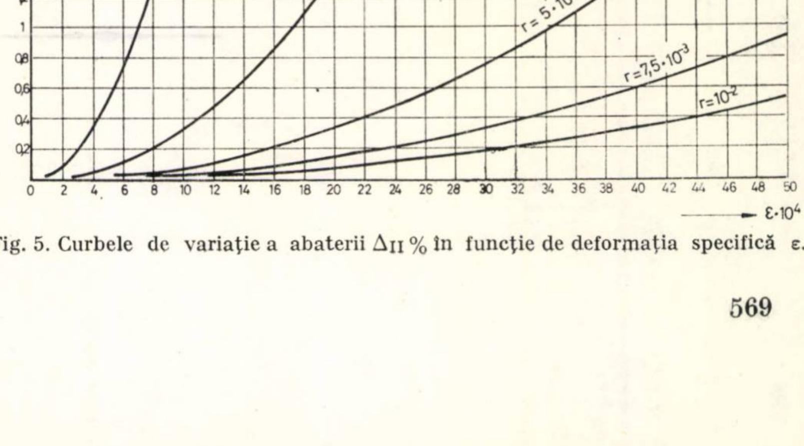


Fig. 5. Curbele de variaţie a abaterii Δ_{II}% în funcţie de deformaţia specifică ε.

Analog cazului precedent se defineşte şi se obţine abaterea procentuală :

$$\lambda\% = \left[8\left(\frac{r}{\varepsilon}\right)^2\left(1 - \cos\frac{\varepsilon}{2r}\right) - 1\right]\cdot 100\% \quad (15)$$

În figura 5 sînt redate curbele de variaţie a valorii absolute a abaterii în funcţie de mărimea deformaţiei specifice, pentru mai multe valori ale parametrului r.

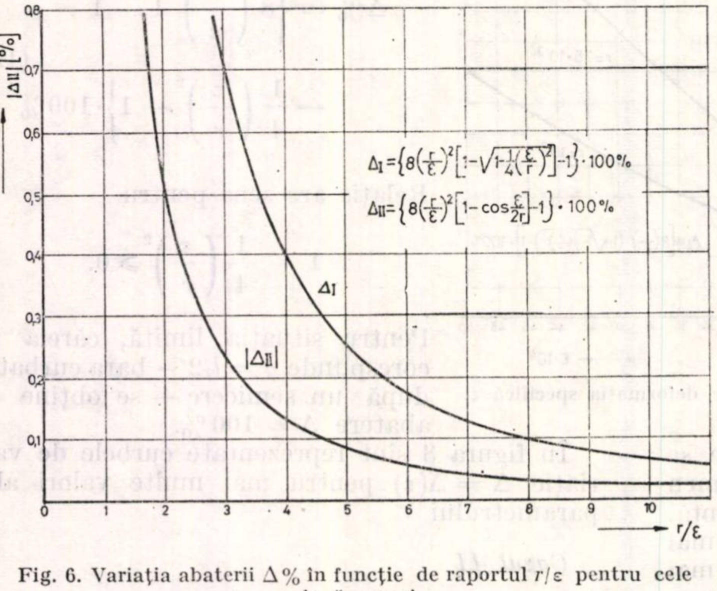


Fig. 6. Variaţia abaterii $\Delta\%$ în funcţie de raportul r/ε pentru cele două cazuri

În figura 6 se prezintă curbele de variaţie ale abaterilor Δ, comparativ pentru cele două cazuri analizate, în funcţie de raportul r/ε, un parametru complex care include atît rigiditatea (flexibilitatea) barei r, cît şi nivelul deformaţiei specifice ε atinse.

Observaţii şi concluzii

În cadrul lucrării se pune în evidenţă necesitatea de a se lua în considerare caracteristicile geometrice ale barelor elastice utilizate la calibrarea TER, pentru ca abaterea raportului $\frac{f}{\varepsilon}$ calculat conf. (4), în raport cu valoarea sa reală, să nu depăşească o anumită limită impusă. Parametrul r, introdus şi definit în cadrul acestei lucrări, trebuie să satisfacă la o valoare minimă, deductibilă din valoarea maximă a deformaţiei specifice ε pentru care este destinată bara şi limita impusă pentru eroarea Δ. Astfel, admiţînd spre exemplificare $\varepsilon = 2.10^{-2}$ şi $\Delta = 0,1\%$ (valoarea indicată în (4) pentru precizia de reproducere a săgeţii), rezultă :

– pentru cazul I : $r \geqslant 1,57\cdot10^{-2}$

– pentru cazul II : $r \geqslant 0,91\cdot10^{-2}$

Se remarcă că abaterea ce se produce în cazul II – de semn contrar faţă de cea din cazul I – este, pentru acelaşi raport r/ε, mai mică în valoare absolută. Este deci recomandabil acest mod de rezemare a barei, pentru care se poate realiza o sensibilitate mai mare, în limitele aceleiaşi abateri admise. Practic o astfel de bară se poate realiza cu două console grele, încărcarea făcîndu-se cu greutăţi.

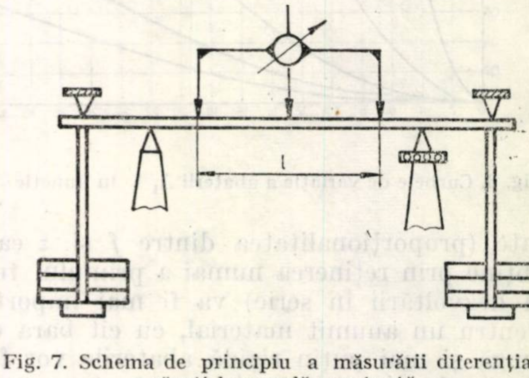


Fig. 7. Schema de principiu a măsurării diferenţiale a săgeţi la coardă constantă

În cazul în care determinarea săgeţii se face nu în raport cu linia reazemelor, ci printr-un sistem diferenţial de măsurare la coardă constantă (fig 7), trebuie avut în vedere că aceasta corespunde cazului I.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Buzdugan, Gh., Blumenfeld, M.* : ,,Tensometria electrică rezistivă'', Ed. tehnică, Bucureşti, 1966.

[2] *Fintinaru, N.* : ,,Etalonarea tensometrelor''. cap. 11 din Analiza experimentală a tensiunilor (vol. II), coordonator prof. dr. doc. ing. D. R. Mocanu, Ed. tehnică, Bucureşti, 1977.

[3] *Ponomariov, S. D. şi colab.* : ,,Calculul de rezistenţă în construcţia de maşini'', Ed. tehnică, Bucureşti.

[4] *I.G.S.C.C.P.* : ,,Instrucţiuni pentru verificarea şi calibrarea statică a traductoarelor extensometrice rezistive (TER),'' Nr. 3 – 78 – 75, Ed. tehnică, Bucureşti.

[5] *Fintinaru, N.* : ,,Noi dispozitive de etalonare a tensometrelor realizate la Institutul naţional de metrologie'', In : Lucrările primului simpozion naţional de metrologie, vol. 3, Iaşi, 1977.

C.Z. 621.314.1

Traductor de cuplu cu mărci tensometrice

Ing. Dietrich KLEIN – I.C.P.A.T. – Braşov

Generalităţi

Tensometria este metoda de măsurare cu ajutorul mărcilor tensometrice a alungirii specifice „ε" la suprafaţa corpurilor supuse la solicitări mecanice. Dacă solicitarea are loc în zona de deformaţii elastice, se poate determina efortul unitar corespunzător aplicînd legea lui Hooke:

$$\sigma = \varepsilon \cdot E \quad (1)$$

unde E — este modulul de elasticitate al materialului.

Traductorul de cuplu cu mărci tensometrice transformă cuplul transmis de un ax în rotaţie într-un semnal electric proporţional cu variaţia rezistenţei electrice a mărcilor tensometrice aplicate pe axul lui. Tehnica utilizării mărcilor tensometrice şi a aparatelor amplificatoare folosite în schemele de măsură nu se va trata în lucrarea de faţă.

Alegerea materialului pentru elementul sensibil al traductorului de cuplu

Elementul sensibil al traductorului de cuplu este axul acestuia care se deformează elastic sub acţiunea cuplului. Materialul lui trebuie să îndeplinească următoarele condiţii:

— să aibă o rezistenţă la tracţiune foarte mare;
— să existe o dependenţă strict liniară între variaţia solicitării şi deformaţie în tot domeniul de solicitare;
— să aibă o limită de elasticitate mare pentru a putea fi solicitat corpul pînă la valori mari ale efortului unitar;
— să aibă un histerezis mecanic minim şi o post-acţiune elastică mică;
— variaţia modulului de elasticitate cu temperatura să fie mică şi liniară;
— să aibă o granulaţie omogenă şi izotropă;
— să aibă un coeficient de dilatare termică liniară egal în toate direcţiile;
— rezistenţa dinamică caracterizată prin rezilienţă să fie mare;
— proprietăţile caracteristice ale materialului să rămînă constante după solicitări repetate.

Vom analiza în detaliu unele din condiţiile impuse.

Variaţia efortului unitar σ în funcţie de alungirea specifică ε a unui material reprezintă curba sa caracteristică. Pînă la σ_c, adică efortul unitar de curgere sau limita de elasticitate, curba este o dreaptă. O elasticitate completă, adică revenirea perfectă a materialului după încetarea solicitării, nu există însă la nici un material. În tehnică se consideră drept limită de elasticitate, efortul pînă la care schimbarea formei pieselor este elastică şi deasupra căruia apar deformări permanente mai mari. Limita de elasticitate tehnică se defineşte ca acel efort unitar la care apare o deformaţie remanentă, $\varepsilon_{rem} = 0{,}01\% = 100\mu/\text{m}$. Se constată că: $\sigma_{0,01} < \sigma_c$. Oţelurile înalt aliate şi îmbunătăţite pot atinge valori pînă la $\sigma_{0,01} = 120$ daN/mm².

Ne propunem să analizăm care este valoarea efortului unitar maxim admis în elementul sensibil în raport cu σ_r, σ_c şi $\sigma_{0,01}$ ale materialului folosit. Traductorul lucrează în condiţii optime dacă modulul de elasticitate rămîne strict constant şi deformaţia remanentă este minimă, practic inexistentă. Pentru aceasta s-au făcut diferite încercări.

Încercări referitoare la comportarea materialelor folosite ca element elastic

Încercări la maşina de tracţiune. S-a ridicat experimental pe maşina de tracţiune dependenţa pentru diferite oţeluri, confecţionîndu-se epruvete conform STAS 200–67. Alungirea specifică s-a măsurat cu ajutorul dispozitivului D–32 (firma H.B.M.–R.F.G.), special conceput pentru măsurători la probe de tracţiune a epruvetelor.

Pentru epruveta din oţel 34 MoCN 15 STAS 791–67, rezultă că modulul de elasticitate este strict constant pînă la un efort unitar de 2 000–2 200 daN/cm², după care scade uşor.

Comparînd această valoare cu efortul unitar de rupere a epruvetelor (σ_r), determinat experimental la valoarea de 11 700 daN/cm², rezultă că efortul unitar din elementul elastic nu trebuie să depăşească 17–19% din limita de rupere σ_r. Această încercare prezintă dezavantajul că nu se poate determina alungirea specifică remanentă. De aceea s-a efectuat o altă încercare, solicitînd epruvete din material 34 Mo CN 15 la încovoiere simplă.

Încercări la încovoiere. Această metodă de încercare prezintă următoarele avantaje:

— momentul încovoietor se poate determina exact prin încărcarea epruvetei cu greutăţi etalon;
— se pot obţine eforturi unitare mari prin aplicarea unei forţe mult mai mici decît în cazul încercării de tracţiune;
— încercarea este reproductibilă datorită uşoarei încărcări.

Forma şi dimensiunile epruvetei sînt arătate în figura 1.

S-a încărcat epruveta cu diferite forţe măsurînd alungirea specifică; după aceea s-a redus solicitarea la zero, pentru a citi alungirea remanentă. Din rezultatele încercărilor rezultă că pînă la un efort unitar de 2 000 daN/cm² alungirea specifică remanentă este zero, iar

Pentru aceasta se recomandă ca efortul unitar în elementul sensibil să nu depăşească 12–15% din efortul unitar de rupere. Aceasta este o nouă condiţie care limitează solicitarea elementului sensibil, dar este apropiată de condiţiile anterioare.

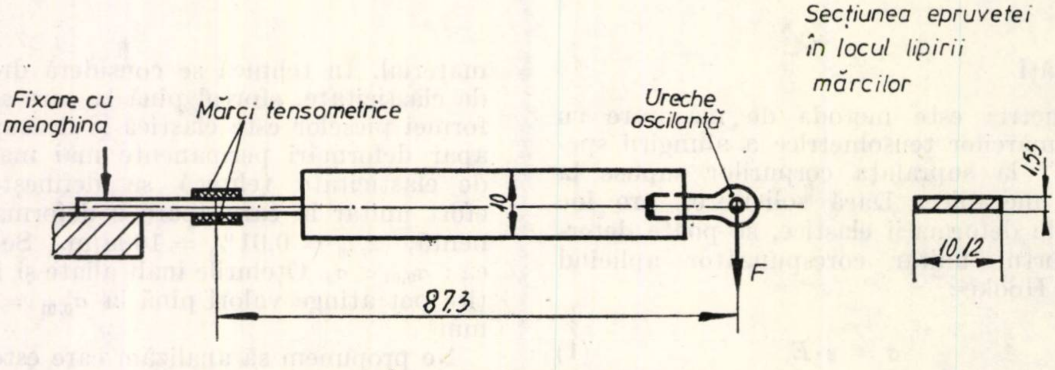


Fig. 1. Încercarea epruvetei la încovoiere.

modulul de elasticitate constant. Deci şi la încercarea de încovoiere rezultă că efortul unitar maxim admis în elementul sensibil este de 2 000 daN/cm², adică 17% din σ_r.

Influenţa fenomenului de histerezis asupra elementului elastic

Pentru a obţine un traductor cu precizie ridicată şi cu aceeaşi sensibilitate la solicitări variabile, trebuie ca histerezisul mecanic al elementului sensibil să fie minim. Histerezisul este caracterizat prin lăţimea maximă a buclei reprezentării grafice $\sigma = f(\varepsilon)$ la creşterea şi descreşterea efortului unitar. Acest fenomen este în strînsă legătură cu frecările interioare şi coeficientul de amortizare al materialului. Suprafaţa delimitată de bucla de histerezis este proporţională cu lucrul mecanic care se transformă în căldură în interiorul corpului la un ciclu de solicitare. Enumerăm cîteva materiale în ordinea creşterii fenomenului de histerezis: bronz, oţel crom-vanadiu, oţel crom-nichel, alamă, oţel-carbon. Se vede că şi din acest punct de vedere oţelurile înalt aliate cu vanadiu, crom şi nichel sînt mai adecvate decît oţelul-carbon pentru realizarea de traductoare.

Tratamentul termic aplicat oţelului are o influenţă hotărîtoare asupra granulaţiei. Printr-un tratament termic adecvat histerezisul se poate reduce foarte mult, chiar pînă la 0,02–0,04% din deformaţia totală.

Funcţionarea elastică a elementului sensibil este influenţată şi de post-acţiunea elastică. Aceasta se manifestă prin faptul că alungirea specifică creşte în timp la o solicitare constantă şi persistă după anularea solicitării. Post-acţiunea elastică se manifestă preponderent la materialele cu structură neomogenă. Valoarea ei depinde de durata şi mărimea solicitării.

Pentru reducerea erorilor la măsurători de precizie, se recomandă ca înaintea începerii măsurătorilor, traductorul să fie supus unor cicluri de încărcare-descărcare.

Concluzii

În urma studiului efectuat rezultă că cele mai potrivite materiale pentru realizarea elementelor sensibile sînt oţelurile cu σ_r mare, de preferinţă cele înalt aliate cu vanadiu, crom, mangan şi nichel cu condiţia ca efortul unitar să nu depăşească 12–17% din σ_r.

Se vede că dimensionarea traductorului nu se poate face la $\sigma_{0,01}$ cum se procedează în general la construcţia de maşini, ci la o valoare mult mai mică, (0,12–0,17 σ_r).

Ca tratament termic se recomandă îmbunătăţirea. Călirea măreşte zona de elasticitate şi limita de rupere, iar revenirea omogenizează structura şi reduce tensiunile interne.

Variaţia modulului de elasticitate cu temperatura

La creşterea temperaturii, modulul de elasticitate scade, ceea ce duce la creşterea alungirii specifice măsurate. Această eroare se poate compensa electric cu condiţia ca variaţia modulului de elasticitate cu temperatura să fie liniară. Pentru aceasta s-a determinat pe cale experimentală dependenţa modulului de elasticitate cu temperatura folosind instalaţia de determinare a modulului de elasticitate „ELASTOMAT-FORSTER" (R.F.G.). Principiul de funcţionare al instalaţiei este următorul: o epruvetă din materialul de încercat de o formă adecvată se exercită la oscilaţii proprii cu ajutorul unor excitatoare electromagnetice. Printr-un sistem de recepţie şi o instalaţie electronică de înaltă precizie se măsoară frecvenţa oscilaţiilor proprii la diferite temperaturi. Modu-

lul de elasticitate al materialului de încercat este legat de frecvenţa oscilaţiilor proprii, prin următoarea relaţie :

$$E = 4{,}0775 \cdot 10^8\ \rho l^2 (f_1^{long})^2,\ [daN/cm^2] \quad (2)$$

unde :

δ — densitatea materialului, [g/cm³] ;
l — lungimea epruvetei, [cm] ;
f_1^{long} — frecvenţa oscilaţiilor proprii, [Hz].

Introducînd tot suportul cu excitatoarele în camera climatică, s-a determinat modulul de elasticitate pentru diferite temperaturi între −10°C — + 70°C, precum şi coeficientul de temperatură al modulului de elasticitate β care se defineşte conform relaţiei :

$$\beta = \frac{E_{T_2} - E_{T_1}}{E_{T_1}} \cdot \frac{1}{\Delta t} \left[\frac{1}{°C}\right] \quad (3)$$

unde :

E_{T_1} şi E_{T_2} — reprezintă modulul de elasticitate la temperatura T_1 şi T_2

Din încercările efectuate se constată că coeficientul de temperatură al modulului de elasticitate este aproape constant în plaja de temperaturi uzuale de lucru − 10°C— + 70°C şi variază puţin la diferitele oţeluri. Pentru oţelul 34 Mo CN 15 coeficientul β mediu s-a determinat

$$\beta = -29 \cdot 10^{-5} \frac{1}{°C}$$

Metode de compensare a efectului de variaţie a modulului de elasticitate cu temperatura

Compensarea prin calcul. Dacă se cunoaşte temperatura de funcţionare a traductorului şi coeficientul de temperatură al modulului de elasticitate, se poate calcula corecţia ce se va aplica rezultatelor măsurătorilor.

De exemplu un traductor de cuplu din 34 Mo CN 15 care lucrează la + 50°C avînd $\beta = -29 \cdot 10^{-5} \frac{1}{°C}$ este afectat de o eroare raportată la 20°C :

$$\delta_E = \beta \cdot \Delta t \cdot 100\ [\%] \quad (4)$$

$$\delta_E = -29.30.10^{-5} \cdot 100 = -0{,}87\,\%$$

Deci valoarea citită la aparatura de măsură trebuie diminuată cu 0,87 %.

Compensarea electrică. Se examinează schema de compensare din figura 2 în care :

R — rezistenţa mărcilor tensometrice ;
R_1 — rezistenţa sub formă de marcă tensometrică de Ni pentru compensarea variaţiei modulului de elasticitate ;
R_2 — rezistenţa pentru aducerea sensibilităţii la o valoare dată ;
R_3 — rezistenţă pentru aducerea rezistenţei de intrare la o valoare dată ;
R_f — rezistenţa unui fir de constantan pentru echilibrarea punţii Wheatstone ;
2,3 — borne de intrare ;
1,4 — borne de ieşire

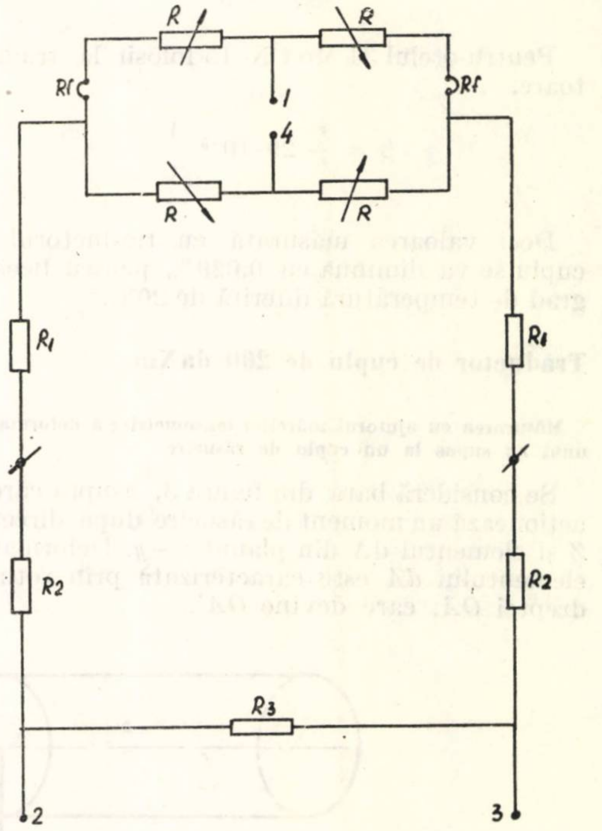


Fig. 2. Schema de compensare electrică a variaţiei modulului de elasticitate cu temperatura.

La creşterea temperaturii modulul de elasticitate scade, ceea ce duce la mărirea sensibilităţii punţii Wheatstone. Rezistenţele R_1 îşi măresc valoarea la creşterea temperaturii cu ΔR_1 , ceea ce produce o scădere a sensibilităţii punţii proporţională cu factorul :

$$\frac{R + 2R_1}{R + 2R_1 + 2\Delta R_1}$$

Prin alegerea adecvată a rezistenţelor R_1 se poate deci menţine sensibilitatea punţii la o valoare constantă la variaţii de temperatură.

Metoda de compensare folosită la traductoarele de cuplu realizate în cadrul ICPAT. Laboratorul de tensometrie nu dispune de mărci de compensare de nichel (rezistenţa R_1 din fig. 2) şi de aceea nu s-a putut face compensarea electrică. Pentru măsurători foarte

precise la o temperatură mult diferită față de cea a mediului ambiant se va face însă corecția citirilor prin calcul și anume:

$$\delta_E = \beta\cdot\Delta t \tag{5}$$

Pentru 1°C eroarea va fi:

$$\delta_{E1} = \beta$$

Pentru oțelul 34 Mo CN 15 folosit la traductoare,

$$\beta = -29\cdot10^{-5}\,\frac{1}{^{\circ}\mathrm{C}}$$

Deci valoarea măsurată cu traductorul de cuplu se va diminua cu 0,029 % pentru fiecare grad de temperatură diferită de 20°C.

Traductor de cuplu de 200 daNm

Măsurarea cu ajutorul mărcilor tensometrice a deformației unui ax supus la un cuplu de răsucire

Se consideră bara din figura 3, asupra căreia acționează un moment de răsucire după direcția Z și elementul dA din planul $x-y$. Deformația elementului dA este caracterizată prin rotirea dreptei OA, care devine OA'.

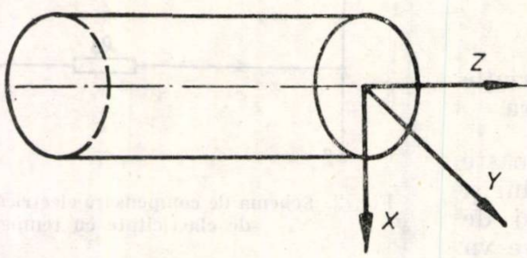


Fig. 3. Deformația elementului de suprafață dA la solicitarea de torsiune.

Prin relații simple se determină alungirea specifică după direcția φ:

$$\varepsilon_{\varphi} = \gamma\cdot\sin\varphi\cdot\cos\varphi \tag{6}$$

Valoarea maximă a lui E_{φ} se determină anulînd derivata:

$$\frac{d\varepsilon_{\varphi}}{d\varphi} = 0$$

și se obține:

$$\varphi_{max} = 45^{\circ}$$

$$\varepsilon_{\varphi\,max} = \frac{\gamma}{2}$$

Rezultă că o marcă tensometrică lipită la un unghi de 45° față de generatoarea barei va măsura o alungire specifică maximă.

Utilizînd relația de deformație a unei bare solicitate la torsiune:

$$\gamma = \frac{\sigma}{G} \tag{7}$$

rezultă pentru:

$$\varepsilon_{\varphi max} = \frac{Mt}{2\cdot G\cdot W_p} \tag{8}$$

unde:

M_t = moment de torsiune;

G = modul de elasticitate transversal;

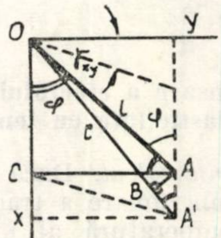
W_p = modul de rezistență polar.

Pentru a mări sensibilitatea traductorului de cuplu se folosește montajul în punte Wheatstone întreagă cu patru mărci active.

Sensibilitatea traductorului în acest caz va fi:

$$\varepsilon_{total} = 4\cdot\varepsilon_{\varphi max} = \frac{2M_t}{G\cdot W_p} \tag{9}$$

Amplasarea mărcilor tensometrice este arătată în figura 4



Punctele de lipire sînt decalate în spațiu pe circumferința axului la 90°, pentru a elimina efectul nedorit a unei eventuale încovoieri.

Dimensionarea axului traductorului de cuplu de 200 daNm

Conform studiului anterior se alege ca material al elementului sensibil oțelul aliat 34 MoCN 15 STAS 791−67 îmbunătățit la HRC 41 cu $\sigma_r = 11\ 700$ daN/cm² și

$$\sigma_a \cong 0{,}15\cdot\sigma_r = 1750\ \mathrm{daN/cm^2}$$

Acestui efort îi corespunde un efort unitar tangențial:

$$\sigma_a \cong 0{,}7\cdot1750 = 1200\ \mathrm{daN/cm^2}$$

Diametrul axului se calculează conform relației :

$$d = \sqrt[3]{\frac{16 \cdot M_t}{\pi \cdot \sigma_a}} \tag{10}$$

$$d = \sqrt[3]{\frac{16 \times 20\,000}{\pi \times 1200}} = 4{,}4 \text{ cm}$$

Pentru determinarea exactă a sensibilității s-a făcut o etalonare de precizie a traductorului încărcînd traductorul cu greutăți etalon prin intermediul unui braț de pîrghie. Etalonarea s-a făcut static, adică axul nefiind în mișcare de rotație. O etalonare de precizie este neapărat necesară, deoarece modulul de elasticitate transversal nu se cunoaşte cu suficientă precizie (coeficientul μ nu s-a determinat experimental),

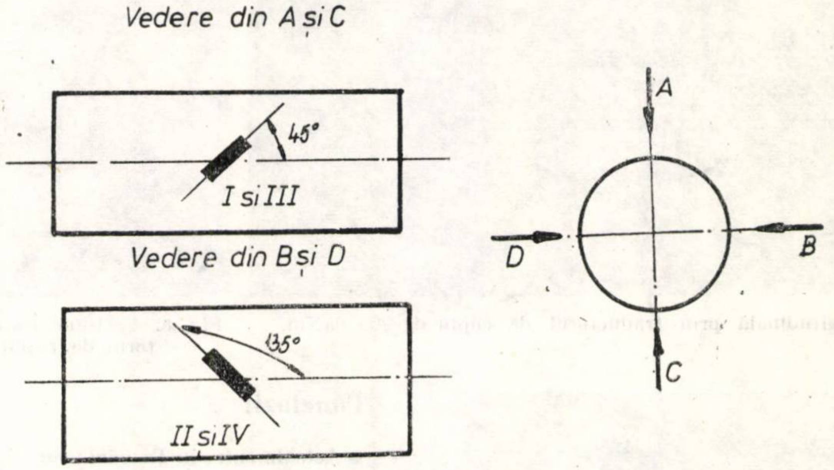


Fig. 4. Amplasarea mărcilor tensometrice pe circumferința unui ax supus la torsiune.

Se alege diametrul axului, în locul lipirii mărcilor, $d = 45$ mm.

Determinarea sensibilității traductorului

Sensibilitatea se determină conform (9) unde :

$$G = \frac{E}{2(1+\mu)}$$

S-a determinat experimental modulul de elasticitate longitudinal pentru oțelul 34Mo CN 15 la valoarea $E = 1{,}9 \cdot 10^6$ daN/cm², și admițînd coeficientul lui Poisson $\mu = 0{,}3$, rezultă

$$G = \frac{1{,}91 \cdot 10^6}{2(1+0{,}3)} = 0{,}73 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$$

$$W_p = \frac{\pi d^3}{16} = 17{,}9 \text{ cm}^3$$

Cu aceste valori se obține :

$$\varepsilon_{tot} = \frac{2 \times 20\,000}{0{,}73 \times 10^6 \times 17{,}9} =$$

$$= 3\,020 \times 10^{-6} = 3020\ \mu/\text{m}$$

Rezultă că sensibilitatea teoretică a traductorului de cuplu de 200 daNm este de 3020 μ/m.

unghiul de lipire al mărcilor tensometrice nu se poate realiza decît cu o anumită toleranță coeficientul de sensibilitate al mărcilor are și el o toleranță, etc.

Sensibilitatea obținută prin etalonarea de precizie este $\varepsilon_{tot} = 2950\ \mu$/m, iar variația alungirii specifice funcție de cuplu este liniară.

Variația cu temperatura a modulului de elasticitate transversal, G, este aceeași ca și a celui longitudinal E, de aceea eroarea datorită variației de temperatură va fi cea indicată de relația (5). La măsurători de precizie se va aplica corecția necesară conform (5).

Descrierea traductorului

Elementul sensibil al traductorului de cuplu este axul central, care în porțiunea de măsură are diametrul de 45 mm. Cea mai dificilă problemă la realizarea traductorului de cuplu este culegerea semnalului de la mărcile tensometrice lipite pe axul în rotație. Aceasta se rezolvă prin montarea pe ax a unor inele colectoare care se rotesc odată cu axul și la care sînt legate mărcile tensometrice. Culegerea semnalului de la inele se realizează cu un set de perii fixe montate pe carcasa exterioară. Pentru protejarea periilor și reducerea uzurii lor cînd traductorul este în mișcare de rotație dar nu se măsoară cuplul, s-a prevăzut un sistem de ridicare a periilor.

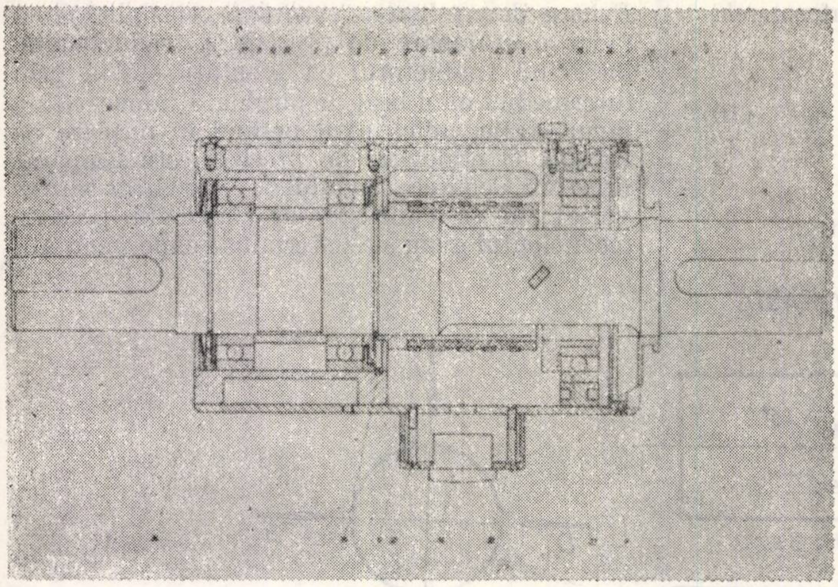


Fig. 5. Secţiune longitudinală prin traductorul de cuplu de 200 daNm.

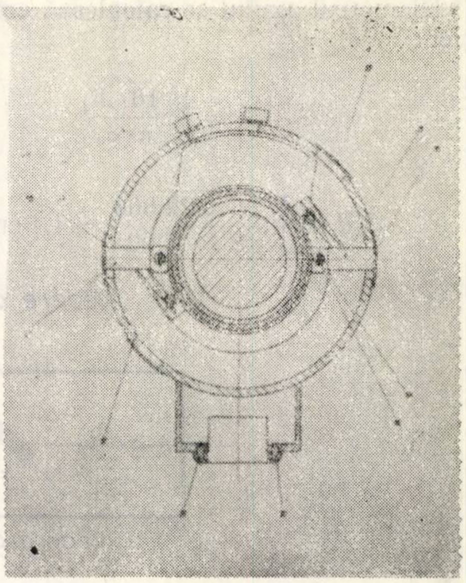


Fig. 6. Secţiune transversală prin traductorul de cuplu de 200 daNm.

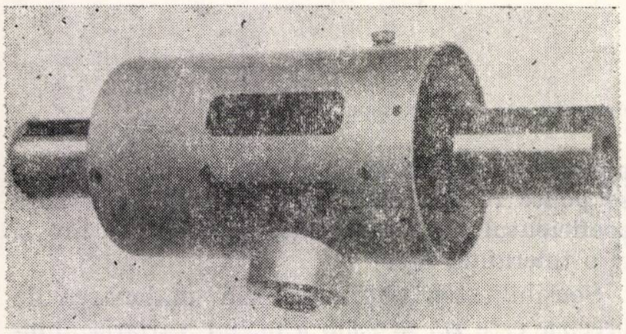


Fig. 7. Fotografia traductorului de cuplu de 200 daNm.

Desenul de ansamblu al traductorului de cuplu precum şi fotografia lui se prezintă în figurile 5—7.

Concluzii

• Actualmente, în România nu se produc traductoare de cuplu cu mărci tensometrice mai mari de 100 daNm, astfel că traductoarele de cuplu folosite în ICPAT sînt din import vest. Un singur traductor de cuplu de 200 daNm aduce o economie de aproximativ 10 000 lei-valută.

• Traductoarele realizate în cadrul lucrării sînt precise şi liniare şi se pot compara cu cele din import. Totuşi clasa de precizie poate fi determinată exact numai de către o instituţie autorizată de metrologie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Klein, D., Pirlea, G., Munteanu, C.*: Studii, cercetări şi realizarea de traductoare de forţă şi cuplu, Studiu ICPAT nr. 10.365

CZ: 622.743.762

Influenţa tehnologiei asupra contracţiei transversale a îmbinărilor sudate cap la cap

Ing. Dragoş **CIOCLOV**, ing. Florian **SALA**, ing. Zoltan **BALATON**

Institutul de sudură şi încercări de materiale (ISIM) — Timişoara.

Introducere

Contracţia este un efect inevitabil la îmbinarea materialelor prin procedee de sudare care implică topirea sau încălzirea materialelor la temperaturi ridicate. Contracţia împiedecată în procesul de răcire pînă la temperatura ambiantă induce distorsiuni şi tensiuni remanente.

Analiza contracţiei ca fenomen primar la sudare, apare complicată datorită unui număr mare de factori de influenţă. În primul rînd sînt implicate aspecte complexe ale transmiterii căldurii de la surse în mişcare în corpuri cu geometrii complicate. De asemenea, caracteristicile fizice asociate procesului de transmitere a căldurii (coeficientul de conductivitate termică, căldura specifică) contracţiei (coeficientul de expansiune termică) şi cele de deformabilitate (modulul de elasticitate, coeficientul de contracţie transversală, limita de curgere, coeficientul de ecruisare) variază cu temperatura.

O influenţă puternică asupra contracţiei îmbinărilor sudate rezultă din caracterul constrîngerii îmbinării, dictat de configuraţia locală a îmbinării (constrîngerea internă) ca şi de con-

figurația globală a structurii în care este plasată îmbinarea (constrîngerea externă).

Toate aceste influențe se produc într-un regim cu puternice variații în timp.

Peste influențele generate de factori de natură fizică și constructivă se suprapun influențe rezultate din natura procesului tehnologic utilizat la sudură. Factorii tehnologici de primă influență sînt : tipul procedeului de sudură care determină parametrii de sudare a căror variabilitate poate fi exprimată prin aportul de căldură, geometria rostului, diametrul electrodului, ordinea de depunere a straturilor, temperaturile de pre și postîncălzire.

În această lucrare se abordează problema contracției transversale libere a îmbinărilor sudate cap la cap, urmărindu-se pentru o aplicație de sudare a unor elemente turnate să se evidențieze diferențierea unor variante tehnologice ca : sudarea combinată WIG + manual, WIG + semiautomat în CO_2, influența mărimii interstițiului la rădăcină, influența numărului de straturi. Lucrarea debutează cu o analiză a contracției transversale libere în cazul cînd transmiterea conductivă a căldurii în procesul de sudare are un caracter bi și tridimensional. Se analizează apoi relațiile empirice cunoscute pentru predicția contracției transversale libere după care se prezintă rezultatele experimentale obținute și confruntarea acestora atît cu modelul de predicție propus cît și cu relațiile empirice cunoscute.

Aspecte de bază la contracția transversală liberă a îmbinărilor sudate cap la cap.

Să considerăm două plăci subțiri AB și CD de lungime L fiecare, între capetele B și C fiind prevăzut un rost Lo în care urmează să se depună metalul topit prin sudură. După cum se ilustrează în figura 1, capetele A și D au posibilitatea să se miște numai spre punctele B și C. La depunerea metalului prin sudare se produce o încălzire și topire internă a marginilor B și C formîndu-se o baie topită de lățime L_0. În plăci se distribuie un flux de căldură rezultat din transferul de energie arc — placă. Se stabilește în consecință în plăci o distribuție a cîmpului de temperatură după forma calitativă ilustrată în figura 1b. Distribuției de temperatură îi este asociată o dilatare neuniformă a plăcilor care în cazul de rezemare ilustrat în figura 1 conduce la cumularea dilatărilor în punctele B și C, adică materialul solid al plăcilor de la capetele B și C, în urma dilatării, pătrunde în baia topită cu mărimea δ_s (figura 1b)

Imediat după solidificare (faza c în figura 1) partea δ_s a fost înglobată în materialul solidificat al băii de lățime L_0, astfel că la răcire se contractă porțiunea $L - \delta_s$ exact cu cît s-a dilatat la încălzire, iar contracția băii topite pe porțiunea L_0 este δ_b. La revenirea la temperatura ambiantă, θ_0, scurtarea totală a materialului este :

$$\delta = 2\delta_p + \delta_b \qquad (1)$$

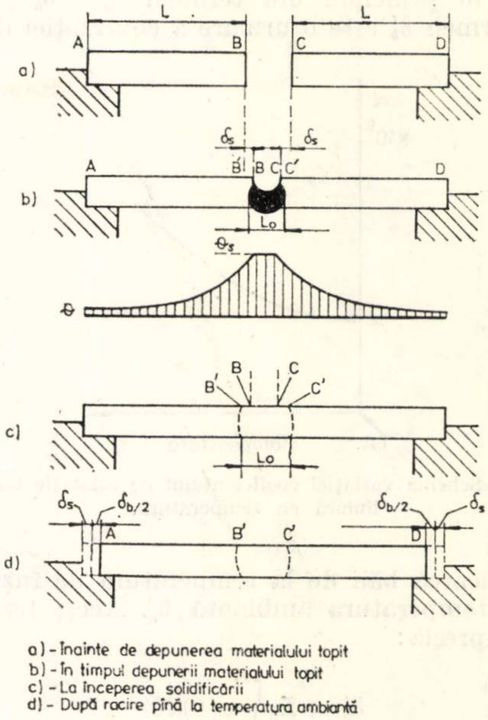


Fig 1. Contracția liberă a plăcilor sudate la cap :

Scurtarea δ_s se poate estima cunoscînd distribuția cîmpului de temperatură de la marginea de fuziune B' (sau C') spre capătul mai rece A (sau D). Relațiile teoretice rezultate din ecuația transmiterii conductive a căldurii de la o sursă liniară [1], [2], conduc la o singularitate pe axa care materializează sursa de căldură (axa băii). La limita metal topit — metal solid temperatura este însă finită, corespunzînd temperaturii de pe curba lichidus a metalului sau aliajului considerat. Pentru a apropia estimarea analitică a distribuției de condițiile fizice reale apare ca rațională trunchierea distribuției temperaturii la nivelul temperaturii de topire, considerînd validă pentru partea solidă de metal distribuția furnizată de relația teoretică considerată de la marginea băii. Adică distribuția teoretică se consideră extinsă cu începere de la coordonata $L_0/2$ în figura 1b și 9.

Să notăm în acest scop distribuția temperaturii pe lungimea $L - (L_0/2)$ prin funcția $\theta(x)$ care variază de la θ_s — temperatura de topire pe linia de fuziune pînă la θ_A — temperatura de la capătul plăcilor. Considerînd coeficientul de dilatare liniară $\alpha(\theta)$ variabil cu tem-

peratura aşa cum se ilustrează în figura 2, rezultă expresia scurtării δ_s.

$$\delta_s = \int_{L_0/2}^{L} \alpha[\theta(x)]\,\theta(x)\mathrm{d}x \qquad (2)$$

Contracţia la solidificarea băii, δ_b, se compune în principiu din termeni $\delta_b = \delta_b' + \delta_b''$. Un termen δ_b' este o urmare a contracţiei după

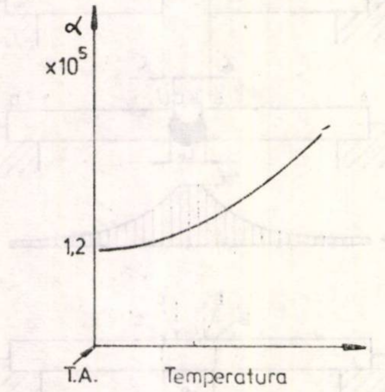


Fig. 2. Schema variaţiei coeficientului de dilataţie termică liniară cu temperatura.

solidificarea băii de la temperatura de fuziune θ_s la temperatura ambiantă θ_0. Acest termen are expresia:

$$\delta_b' = L_0 \int_{\theta_0}^{\theta_s} \alpha(\theta) d\theta \qquad (3)$$

Al doilea termen δ_b'' este o urmare a contracţiei la solidificarea băii datorită eliminării gazelor din baie la solidificare. Dacă ΔV este contracţia volumică specifică datorită acestui fenomen atunci contracţia liniară pe lungimea L_0 a băii este:

$$\delta_b'' = L_0 \frac{\Delta V}{3} \qquad (4)$$

În final contracţia transversală liberă în urma formării şi solidificării băii topite la realizarea îmbinării cap la cap a tablelor subţiri este:

$$\delta = 2\int_{L_0/2}^{L} \alpha[\theta(x)]\theta(x)\,\mathrm{d}x + L_0\left[\int_{\theta_0}^{\theta_s} \alpha(\theta)\mathrm{d}\theta + \frac{\Delta V}{3}\right] \qquad (5)$$

Trebuie să remarcăm că acest model al contracţiei transversale libere este propriu sudării tablelor subţiri cu un singur strat depus, atunci cînd baia se realizează printr-o sursă de căldură aplicată instantaneu pe întreaga lungime a cordonului. Faţă de această situaţie la sudarea cap la cap stratul se depune progresiv (figura 3) astfel că dilatarea fîşii dy la nivelul y_0 corespunzător băii este împiedecată de zonele mai reci adiacente (nivelele y_1 şi y_2) rezultînd un δ_s efectiv mai mic decît cel rezultat din relaţia (2).

Cînd se sudează în mai multe straturi apare o constrîngere datorită împiedicării dilatării δ_s de straturile solide dispuse sub baie ca şi datorită gradientului neuniform de temperaturi

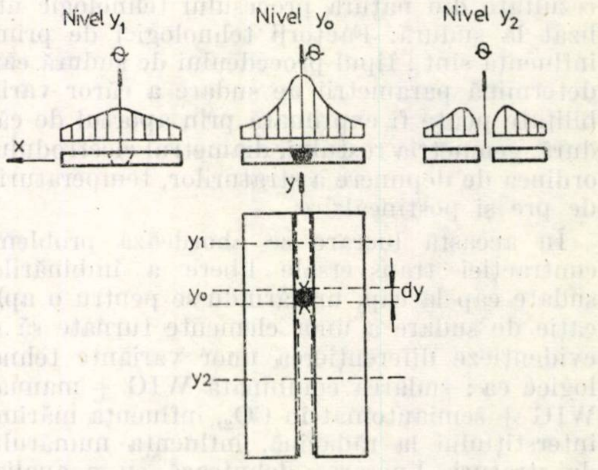


Fig. 3. Schema distribuţiei reale a temperaturii în diferitele secţiuni cînd sursa de căldură (arcul) se mişcă uniform.

pe grosime în cazul cînd grosimea plăcii sudate este suficient de mare pentru a instala un cîmp tridimensional de temperatură *. Aceleaşi constrîngeri intervin şi asupra contracţiei δ_b ca urmare a solidificării băii, astfel că în ansamblu, la sudarea în mai multe straturi, este de aşteptat ca valorile efective măsurate ale contracţiei transversale libere să fie mai mici decît cele furnizate de relaţia (5) care se aşteaptă să corespundă realităţii la depunerea primului strat. Pentru straturile următoare modelul teoretic se impune a fi amendat cu factori de

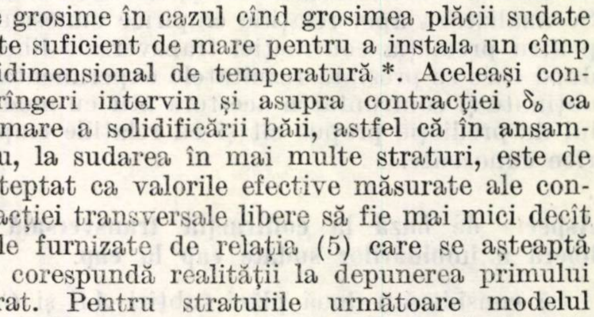


Fig. 4. Schema distribuţiei izotermelor în cazul tridimensional.

corecţie a căror valoare poate fi estimată pe baza rezultatelor experimentale.

În privinţa termenului ΔV în relaţia (5) datele experimentale cunoscute relevă că are valori mici în comparaţie cu ceilalţi termeni astfel că în această lucrare se va neglija în confruntarea cu rezultatele experimentale.

---

* Se consideră că posibilităţile de distorsiune unghiulară sînt anulate, dilatarea conducînd numai la deplasări în planul xy din figura 3.

Explicitarea modelului pentru transmisia conductivă de căldură în condiții bi și tridimensionale

În cazul transmisiei conductive bidimensionale de căldură pentru o sursă de căldură $q = \eta UI$ care se mișcă cu viteza v în direcția x de sudare (figura 5)— η eficiența termică

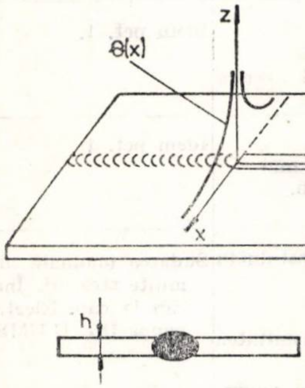


Fig. 5. Schema distribuției temperaturii în cazul mișcării sursei de căldură

relativă a arcului; U — tensiunea și I — intensitatea arcului electric ca sursă de căldură — — repartiția temperaturii pe direcția x la nivelul băii topite ($y = 0$) este dată de relația (1), (2).

$$\theta(\chi) = \frac{q}{2\pi\lambda s} K_0\left(\frac{v_2 x}{2a}\sqrt{1 + \frac{ba}{v^2}}\right) \quad (6)$$

unde s — este grosimea plăcii, λ coeficientul de conductibilitate termică; $a = \lambda/c\rho$ și $b = 2\alpha/c\rho s$ cu ρ — densitatea; c — căldura specifică, iar $Ko(Z)$ este funcția Bessel modificată de spețа doua și grad zero.

Considerînd în relația (2) valoarea $\bar{\alpha}$ ca medie a distribuției $\alpha[\theta(\chi)]$ pe intervalul θ_A și θ_s atunci din conjuncția relațiilor (2) și (6) rezultă:

$$\delta_s = \bar{\alpha}\frac{q}{2\pi\lambda s}\int_{L_0/2}^{L} K_0\left(\frac{v_2 x}{2a}\sqrt{1 + \frac{ba}{v^2}}\right) dx \quad (7)$$

În cazul în care se depun straturi pe secțiuni groase, fiind justificată soluția tridimensională a transmiterii conductive a căldurii atunci distribuția temperaturii θ — pe direcția x — — în figura 5, este:

$$\theta(x) = \frac{q}{2\pi\lambda x} e^{-\frac{v}{2a}x} \quad (8)$$

unde mărimile explicitate au aceeași semnificație cu cele din relația (7). Din conjuncția relațiilor (2) și (8) rezultă:

$$\delta_s = \frac{\alpha q}{2\pi\lambda}\int_{L_0/2}^{L} e^{-\frac{vx}{2a}}\frac{dx}{x} \quad (9)$$

sau dezvoltînd în serie sub semnul integral se obține o relație potrivită pentru calcule numerice:

$$\delta_s = \frac{\bar{\alpha} q}{2\pi\alpha} ln\left|\frac{L}{L_0}\right| - \frac{vl}{2a} + \frac{1}{2.2!}\left(\frac{vL}{2a}\right)^2 - \frac{1}{3.3!}\left(\frac{vL}{3a}\right)^3 + \cdots \quad (10)$$

În ipoteza adoptată a medierii funcției $\alpha(\theta)$ și a neglijării termenului ΔV în relația 5 rezultă că δ_b — contracția la solidificarea băii este independentă de caracterul transmisiei conductive de căldură și se determină cu relația:

$$\delta_b = Lo\,\bar{\alpha}\,(\theta_s - \theta_0) \quad (11)$$

În acest stadiu al analizei putem discerne influența unor variabile ale procesului de sudură asupra contracției transversale libere. Se observă că odată cu creșterea aportului de căldură q crește contracția transversală prin componenta δ_s (relațiile 7 și 9) și prin mărirea lățimii Lo a băii topite. În cazul transmiterii bidimensionale contracția transversală prin componenta δ_s scade odată cu creșterea grosimii s, respectiv prin componenta δ_b are o tendință contrară. În cazul transmisiei conductive tridimensionale a căldurii grosimea nu mai influențează componenta δ_s — influența făcîndu-se numai prin intermediul lățimii băii de sudură Lo acesta crescînd odată cu grosimea tablei. În general cu excepția grosimilor mici, odată cu creșterea grosimii tablei crește contracția transversală liberă.

Aceste considerații sînt valide pentru cazul depunerii unui singur strat. La depunerea mai multor straturi cu toate că δ_s și δ_b sînt

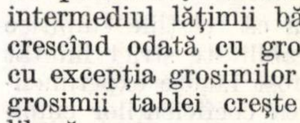


Fig. 6 a,b. Cazuri de cordoane de sudare, care produc distribuții tridimensionale de temperatură.

mai mici decît la depunerea unui singur strat datorită împiedicării contracției de straturile subdiacente, totuși prin însumare rezultă o creștere a contracției transversale libere odată cu creșterea numărului de straturi. După cum se va arăta, aceste tendințe se regăsesc și în urma analizei rezultatelor experimentale.

Relații empirice pentru evaluarea contracției transversale libere.

În literatură sînt citate numeroase relații empirice pentru evaluarea contracției transversale libere în îmbinările sudate cap la cap.

Tabelul 1

Nr. crt.	Relația	Semnificația variabilelor	Domeniu de aplicare
1	$\delta = 1{,}6.10^{-2} A$(mm) /3/ — Malisius	A — Secțiunea transversală a MD în mm^2	Sudarea manuală a oțelurilor carbon cu electrozi înveliți.
2	$\delta = m_1 \frac{A}{s} + n_1 s_0$ /4/ — Spraragen și Ettinger	A — idem pct. 1. s — grosimea tablei în mm s_0 — interstițiul liber la rădăcină — mm m_1 — 0,2 ; $n_1 = 0{,}05 s_0$.	Idem pct. 1.
3	$\delta = 0{,}0174 \frac{UI}{s'v}$ — (mm) /5/ — Capel	UI — Putere (wați) s' — grosimea stratului depus în mm v — viteza de sudare în mm/min.	Idem pct. 1
4	$\delta = m_2 \left(\frac{A'}{s'}\right) ln \left(\frac{W}{w_0}\right) + n_2 \sqrt{\frac{A'}{s}}$ — (cm) ELECTROD $m_2 = 0{,}0960$; $N_2 = 0{,}0416$; Ø3,2 $= 0{,}1021$ $= 0{,}058$; 4,0 $= 0{,}1530$ $= 0{,}0745$; 5,0 $= 0{,}1249$ $= 0{,}0690$; 6,0 /6/ — Watanabe și Satoh.	A' — aria secțiunii transversale a rostului în cm^2 s — grosimea tablei W — greutatea metalului depus pe unitatea de lungime a sudurii gr/cm A" — Aria secțiunii transversale a supraînălțării — cm^2 ω_0 — greutatea metalului depus pe unitatea de lungime a fiecărei treceri gr/cm	Sudarea manuală în mai multe straturi. Îmbinare cap la cap. Electrod japonez tip ILUMENIT

Cele mai importante relații referitoare la oțeluri sînt cele ilustrate în tabelul 1.

Se impune a menționa că relațiile empirice au un domeniu de aplicabilitate strict limitat la condițiile în care au fost făcute experimentările pentru determinarea coeficienților empirici. Pentru unele procedee de sudare moderne (WIG, MIG etc.) coeficienții empirici și chiar structura relațiilor empirice apare ca neadecvată.

În tabelul 1 s-au dat și condițiile de aplicabilitate a relațiilor prezentate.

Verificări experimentale

Materialul experimental a fost un oțel turnat OLT 45 (STAS 600—74) sub formă de plăci de 12 × 100 × 150 mm. Sudarea plăcilor cap la cap cu marginile prelucrate în V la 60° s-a executat într-un dispozitiv care asigură deplasarea liberă în planul plăcilor (rezemare cu elemente de rostogolire) dar împiedică distorsiunea unghiulară. Contracția transversală s-a măsurat conform schemei din figura 7, în cinci locuri marcate cu I, II...V (și în figura 8). Prinderea și stratul de rădăcină s-au executat în procedeul WIG (parametrii de sudare în tabelul 3) și apoi s-au depus straturi de completare prin sudare manuală cu electrozi înveliți și sudarea semiautomată în CO_2. La sudarea manuală s-au utilizat electrozi cu randament mare de depunere (proba E). Într-un caz (proba B) interstițiul la rădăcină a fost de 1,5 mm în celelalte cazuri fiind nul. În tabelul 2 se dă pentru fiecare probă succesiunea straturilor depuse și procedeele de sudare folosite iar în tabelul 3 parametrii de sudare specifici fiecărui strat. Depunerea straturilor s-a făcut prin cordoane scurte depuse în ordinea arătată în figura 7.

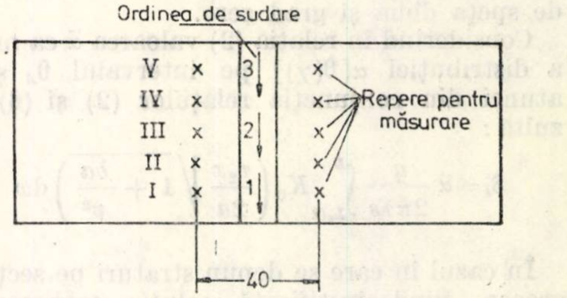


Fig. 7. Reperele la măsurarea contracției

Rezultatele experimentale sînt ilustrate în figura 8 *a*, *b*, *c*, *d* și *e*. În fiecare figură s-a reprezentat evoluția contracției transversale în cele cinci locuri de măsurare ilustrate în figura 7. Nu se relevă în figurile 8 vre-o tendință specifică de variație asociată poziției de măsurare — ceea ce se poate atribui și depunerii alternante a rîndurilor într-un strat — în schimb se remarcă o mărire a dispersiei rezultate pe măsură ce crește numărul de straturi. Din examinarea comparativă a rezultatelor se desprind următoarele :

Tabelul 2

Proba	Interstițiu la rădăcină (mm)	Prindere	Număr de straturi			
			1	2	3	4
B	1,5	WIG cu mat. de adaos	WIG cu mat. de adaos	MEØ4	MEØ4	
C	0	WIG	WIG	MEØ4	MEØ4	—
D	0	WIG	WIG	MEØ3,25	MEØ3,25	MEØ4
E	0	WIG	WIG	MEØ3,25	MEØ4	—
G	0	WIG	WIG	CO_2	CO_2	

c) la utilizarea unor electrozi cu rată mare de depunere proba *E* (fig. 8e) se constată o ușoară diminuare a contracției transversale libere față de probele *BC* și *D* unde s-au folosit electrozi obișnuiți;

d) la sudarea de completare (figura 8d) în CO_2 contracția transversală a fost practic aceeași ca și în cazul depunerii manuale cu același număr de straturi și interstițiu nul la rădăcină. Se mai remarcă la sudarea în CO_2 că la ultimul strat la care aportul de căldură a fost mai mare (tabelul 3) comparativ cu primul strat creșterea contracției transversale este mai accentuată.

Tabelul 3

Nr. crt.	Procedeu	Materialul de adaos	I A	U V	$v \times 10^3$ m/sec	Q* J/m
1	WIG	DMO—IG—Böhler Ø 2,4	135	11	0,529	$2{,}1 \cdot 10^6$
2		—	175	—	0,308	—
3	ME Primul strat	ELECTROD E50. 24.13/Bg.2.2 HFe Ø 3,25	155	30	2,500	$1{,}49 \cdot 10^6$
4		Ø 4	160	22	1,852	$1{,}51 \cdot 10^6$
5	ME **Al doilea strat**	Ø 3,25	155	30	2,500	$1{,}49 \cdot 10^6$
6		**Ø 4**	**160**	**22**	**1,852**	$\mathbf{1{,}51 \cdot 10^6}$
7		**ELECTROD CU RAND. ZIRBAZ E51.4.13.180 Ø 4**	**170**	**30**	**1,190**	$\mathbf{3{,}33 \cdot 10^6}$
8	ME Al treilea strat	ELECTROD E 50.24.13/ Bg.2.2.HFe O 4	160	22	1,852	$1{,}51 \cdot 10^6$
9	CO_2—MAG Primul strat	S12MSN	170	24	2,222	$1{,}63 \cdot 10^6$
10	CO_2 — MAG Al doilea strat	Idem	170	24	1,429	$2{,}43 \cdot 10^6$

*) $Q = \frac{\eta U I}{v}$ η — eficiența termică relativă a arcului;
η = 0.75 WIG;
0,80 ME
0,85 MAG (CO_2)

a) eliminarea interstițiului de probă *C*, comparativ cu proba *B* conduce la micșorarea contracției transversale cu 25% și diminuarea dispersiei (fig. 8a și b);

b) depunerea unui strat în plus la proba *D* față de proba *C* (interstițiu la rădăcină nul) a condus la o creștere cu 20% a contracției transversale (fig. 8a și b);

Este interesant de comparat predicția teoretică furnizată de modelul dezvoltat în paragrafele 2 și 3 și rezultatele experimentale obținute la sudarea stratului de rădăcini în WIG.

Media rezultatelor experimentale pentru sudarea stratului la rădăcină în WIG cu material de adaos este $\delta = 0{,}485$ mm. Calculînd cu relațiile 7 și 11 pentru constantele fizice pertinente oțelurilor carbon și valorile parametrilor

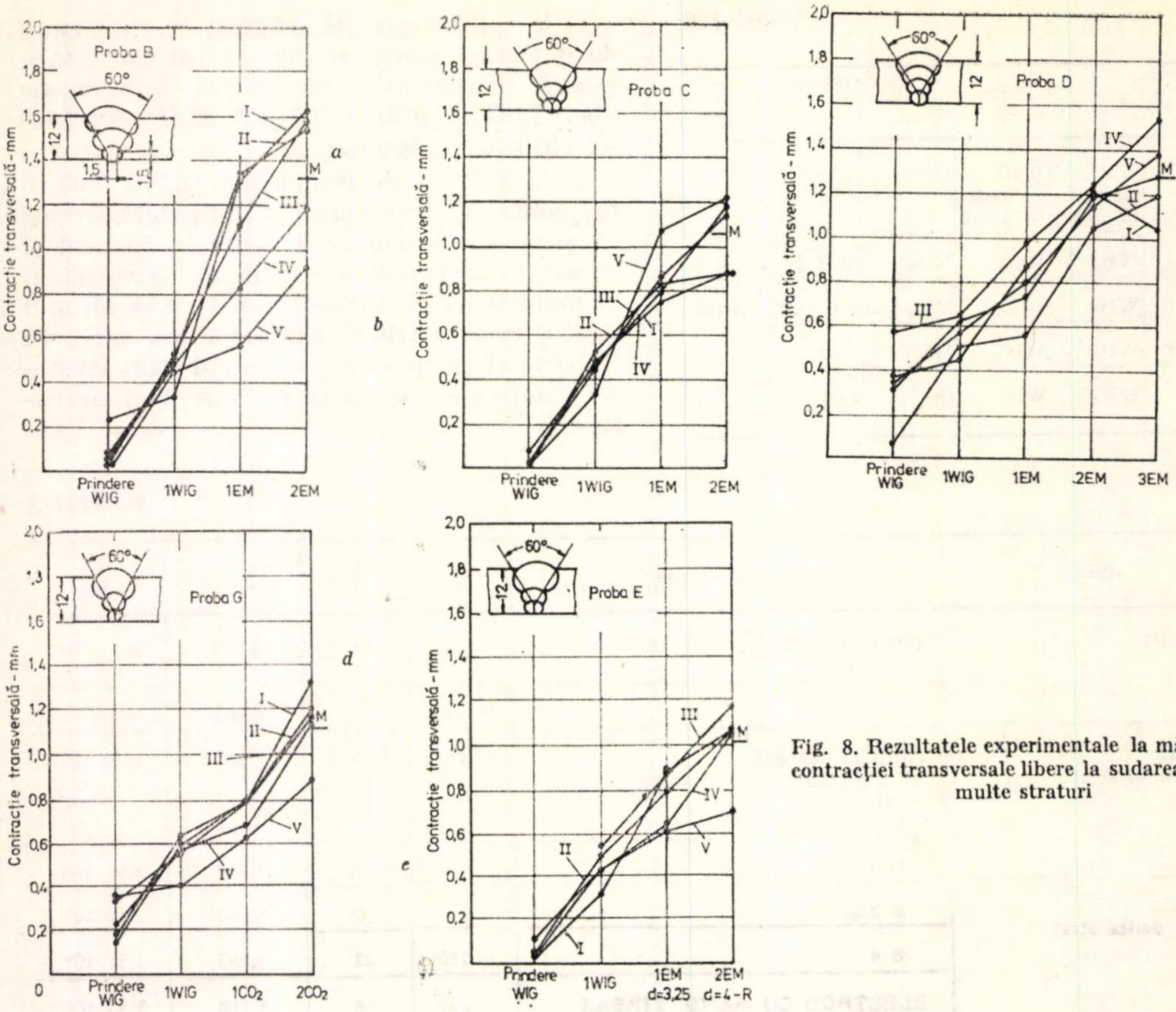


Fig. 8. Rezultatele experimentale la măsurarea contracției transversale libere la sudarea în mai multe straturi

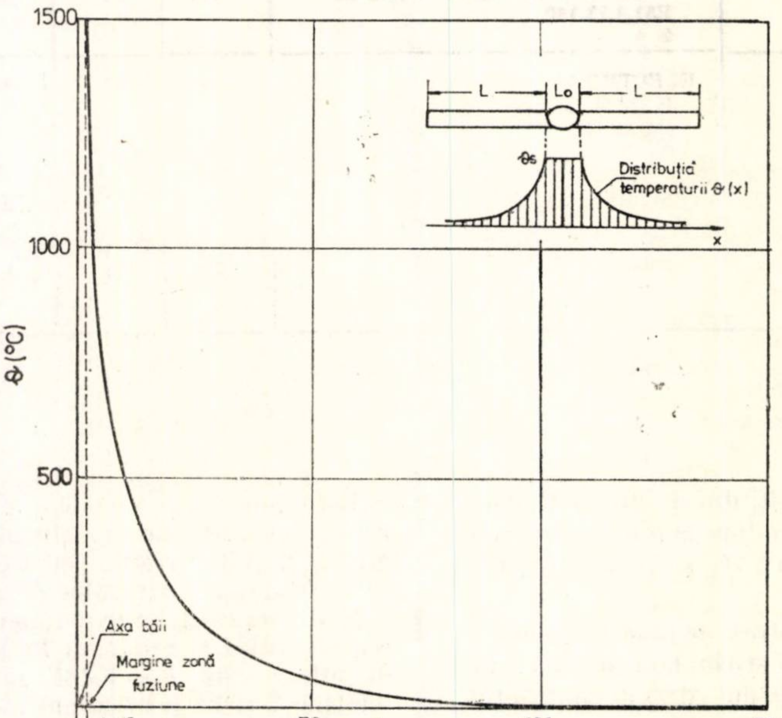


Fig. 9. Distribuția teoretică a temperaturii.

tehnologici indicaţi în tabelul 3 (poz. 1) s-a găsit $2\ \delta_s = 0,426$ mm şi $\delta_b = 0,08$ mm, astfel că $\delta = 2\delta_s + \delta_b = 0,506$ mm ceea ce este într-o concordanţă satisfăcătoare cu valoarea experimentală relevată mai sus.

Concluzii

În această lucrare s-a dezvoltat un model de predicţie a contracţiei transversale libere la sudarea cap la cap într-un singur strat. Modelul explicitează influenţa aportului de căldură, a grosimii şi dimensiunii elementelor sudate, a lăţimii băii topite care se formează la sudare.

Verificările experimentale efectuate pe un oţel turnat OLT 45 au arătat o bună concordanţă a valorilor numerice ale contracţiei transversale la sudarea primului strat, valori determinate experimental şi prin relaţiile de calcul furnizate de modelul propus.

Rezultatele experimentale — în concordanţă cu modelul — evidenţiază că se obţine o contracţie transversală mai mică dacă : a) se micşorează sau se elimină interstiţiul la rădăcină b) se micşorează numărul straturilor c) se utilizează electrozi cu rată mare de depunere.

Realizarea îmbinărilor sudate cap la cap prin straturi depuse manual cu electrozi înveliţi sau semiautomat în CO_2 conduce la contracţii transversale comparabile dacă nu diferă numărul straturilor depuse, mărimea interstiţiului la rădăcină şi rata de depunere a metalului.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sălăgean, T.* : Fenomene fizice şi metalurgice la sudarea cu arcul electric a oţelurilor ; Bucureşti, Ed. Acad. RPR — 1963.

[2] *Rikalin, N. N.* : Rascetî teplovih protesov pri svarki Moscova Maşghiz — 1951.

[3] *Blodgett, O.* Weld Journ V39 (7) p. 692 (1960)

[4] *Spraragen, W. Ettinger, W. G.* : Weld Journ V29 (6) p. 292 s ; (7) p 323 s, 1950.

[5] *Capel. L.* : Brit. Weld. Journ V8 (5) p. 641 — 1961

[6] *Watanabe, M.* şi *Satoh, K.* : Weld Journ V40 (8) p. 377-s 1961.

CZ : 327.(R)(43911)

TIH—445 rezultat al colaborării tehnice dintre R. S. România şi R. D. Germană

Ing. Radu SBÎRCEA — ICPAT — Braşov

Tractorul cu încărcător hidraulic, prescurtat TIH, este un utilaj specializat, care datorită echipamentului ce i se poate ataşa îşi găseşte utilizarea în cele mai diverse domenii de activitate.

Acest încărcător a provenit din produsul M.D.K. 16—T.159 proiectat, realizat şi fabricat în R.D.G. la uzina din Döbeln.

În baza convenţiei bilaterale de colaborare în domeniul tehnicii agricole, RSR urma să preia fabricaţia acestui produs.

Problema asimilării a fost predată spre studiu atelierului de tractoare din cadrul ICPAT.

În urma analizei efectuate, s-a ajuns la concluzia că nu este raţională asimilarea în totalitatea sa a încărcătorului T.159.

Aceasta în primul rînd datorită motorului cu care era dotat încărcătorul din R.D.G., un motor uzat din punct de vedere moral, ale cărui caracteristici nu se mai găseau la nivelul cerinţelor pe plan mondial.

De aceea propunerea ICPAT a fost ca de la T.159 să se preia cabina, instalaţia hidraulică şi partea de maşină de ridicat (braţul şi sculele). Restul, reprezentînd în principal motorul şi întreaga transmisie, să fie acelea ale tractorului U-445, produs din fabricaţia de serie a Întreprinderii de Tractoare Braşov.

Soluţia aceasta a fost avizată şi de către partea R.D.G., cu condiţia ca produsul rezultat să aibe caracteristicile tehnice şi funcţionale, cel puţin egale cu acelea ale lui T.159.

În cele ce urmează, vă vom prezenta construcţia, principalele caracteristici tehnice şi performanţele lui TIH-445, în comparaţie cu cele ale produsului realizat în R.D.G.

Cît priveşte construcţia, trebuie menţionat faptul că T.159 are la bază, în marea majoritate subansambluri de camion, iar TIH 445 subansambluri aparţinînd tractorului U-445.

Aceasta atrage după sine principalele diferenţe constructive şi anume :

a) picioarele de sprijin la TIH—445 sînt amplasate în faţa punţii faţă şi nu între cele două punţi, cum este la T.159 ;

b) TIH—445 are 4 roţi egale, iar T.159 are roţi de dimensiuni mari în faţă şi roţi mai mici în spate.

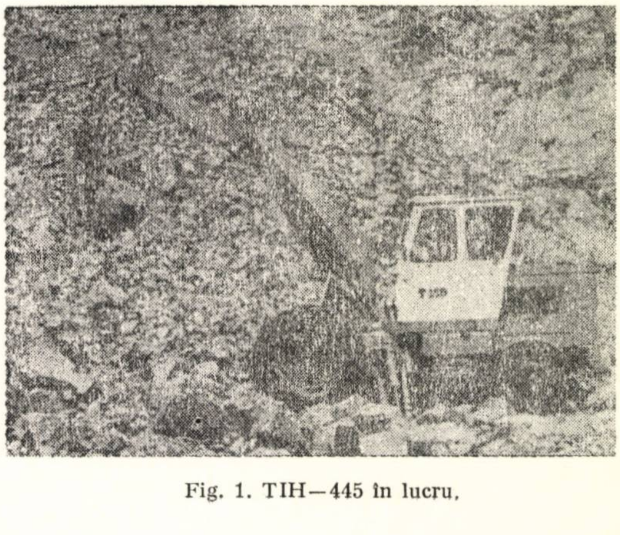


Fig. 1. TIH—445 în lucru.

Modificarea amplasării poziţiei picioarelor de sprijin, a fost impusă de faptul că sarcina pe puntea faţă a tractorului U-445 (la TIH aceasta devine punte spate) este mică. Carcasa acestei punţi fiind parte componentă a şasiului trac-

Fig. 2. TIH—445 la expoziţia de la Zagreb.

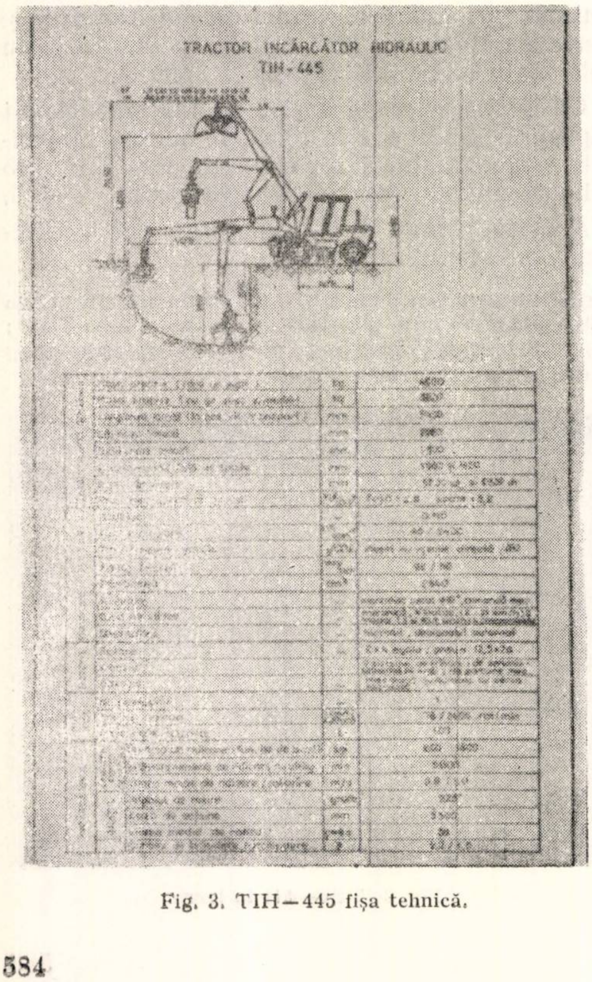


Fig. 3. TIH—445 fişa tehnică.

torului, nu permitea amplasarea punţii într-o poziţie mai convenabilă.

Schimbarea poziţiei picioarelor de sprijin, atrage, cum este şi firesc, unele avantaje şi dezavantaje. Ca avantaje pot aminti :

— îmbunătăţirea stabilităţii pe direcţia axei longitudinale.
— micşorarea solicitării pneurilor de pe roţile din faţă, în timpul lucrului,
— posibilitatea micşorării ampatamentului şi cu aceasta micşorarea razei de virare.

Ca dezavantaj ar fi :micşorarea stabilităţii laterale (încadrată totuşi în limitele admise de normative), în cazul cînd se lucrează cu sarcini mari.

Pentru menţinerea aceleiaşi distanţe minime la sol ca la T.159 şi datorită amplasării picioarelor de sprijin dinaintea punţii faţă, TIH 445 a fost echipat cu patru roţi egale.

Combinat cu repartiţia mult diferită a greutăţii încărcătorului pe cele două punţi (4.000 kg pe faţă şi 1.250 kg pe spate) această modificare constructivă a atras o presiune specifică pe sol, aproximativ egală pe toate cele 4 roţi.

Astfel, în cazul pneurilor de 12,5 — 20 EM aceasta este de 2,5 kgf/cm² pe faţă şi 2,2 kgf/cm² pe spate, faţă de 0,8 kgf/cm² pe faţă şi 4,0 kgf/cm² pe spate, cît este la T.159.

Din încercările practice comparative efectuate, s-a constatat că T. 159 avînd pe roţile din faţă o presiune specifică scăzută, se comportă mai bine la deplasarea în terenuri cu pantă redusă.

Tot în ceea ce priveşte construcţia se poate arăta că diagrama de ridicare a sarcinii a rămas aceeaşi la TIH-445 ca şi la T.159 datorită faptului că şi construcţia şi dimensiunile braţului sînt identice la cele două încărcătoare.

În paralel cu prezentarea principalelor deosebiri ale subansamblurilor, în cele ce urmează, vor rezulta şi caracteristicile la care deosebirea între cele două încărcătoare este mai mare.

Motorul

La TIH-445 este de tipul Diesel, răcit cu apă, cu injecţie directă, de 45 CP la 2400 rot/min.

Cuplul motor maxim la 1200 rot/min este de 14,3 kgfm. Numărul de cilindri 3. Consumul specific de combustibil este de 180 g/CP.h.

La T.159 este tot de tipul Diesel, dar răcit cu aer, are 2 cilindri de 35,5 CP la 1450 rot/min.

Consumul specific de combustibil 175 g/CP.h.

Pe lîngă avantajele care rezultă din compararea prezentată mai sus, motorul D.115 cu care este dotat TIH-445 este şi mult mai silenţios, ceea ce face ca nivelul de zgomot din interiorul cabinei la acest încărcător să fie mai scăzut decît la T.159.

Transmisia

Transmisiile ambelor încărcătoare sînt mecanice. La TIH — cutia de viteze are un număr de 6 viteze înainte și 2 înapoi, pe cînd la T.159 numărul de trepte de viteze este de 4 înainte și una înapoi.

Gama vitezelor înainte este de 2,054 la 21,047 la TIH și de 3,8 la 23,5 km/h la T.159.

Vitezele de mers înapoi sînt 3,017 și 10,860 la TIH și 4,7 km/h la T.159.

Rezultă că dacă la vitezele de mers înainte nu este o diferență prea mare de valoare, existența la TIH a unei viteze de mers înapoi de 10,860 km/h face ca timpul de manevrare să scadă și prin aceasta să se realizeze o productivitate mărită.

Direcția

Avînd în vedere faptul că de cele mai multe ori încărcătoarele lucrează în terenuri cu portanță redusă, acestea sînt prevăzute cu servodirecție.

În urma încercărilor comparative efectuate a rezultat că efortul la volan variază la TIH între 6 și 8 kgf, iar la T.159 între 4,5 și 6,0 kgf. Menționez că efortul maxim admis conform normativelor în vigoare este de 12 kgf.

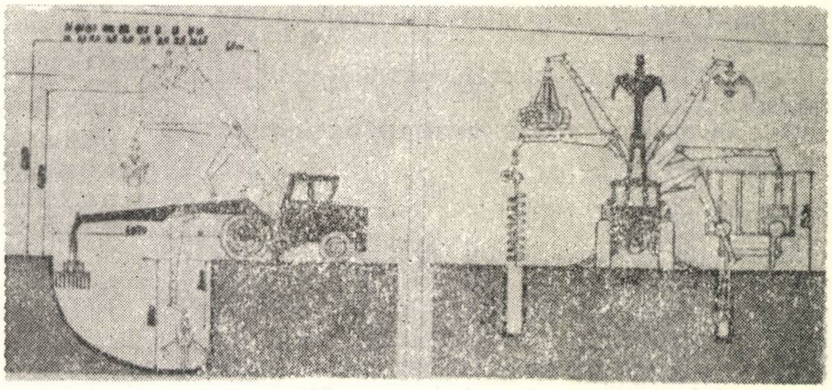


Fig. 4. Diagrama de lucru.

Sistemul de rulare

Deosebirile, avantajele și dezavantajele pe care le atrag, au fost analizate, în partea privitoare la construcție.

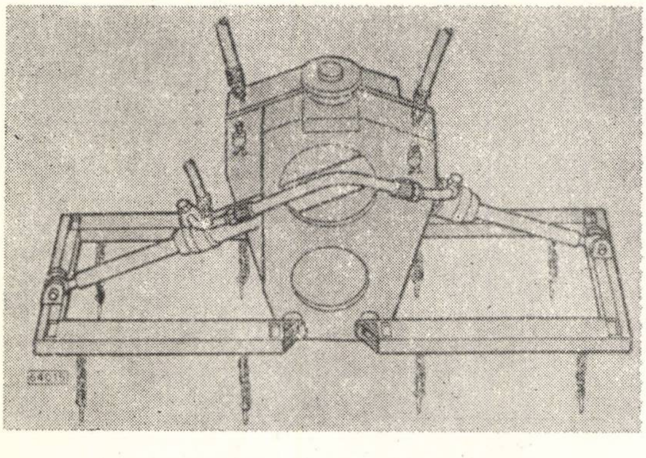


Fig. 5. Scheletul de bază al graifărului cu cupe.

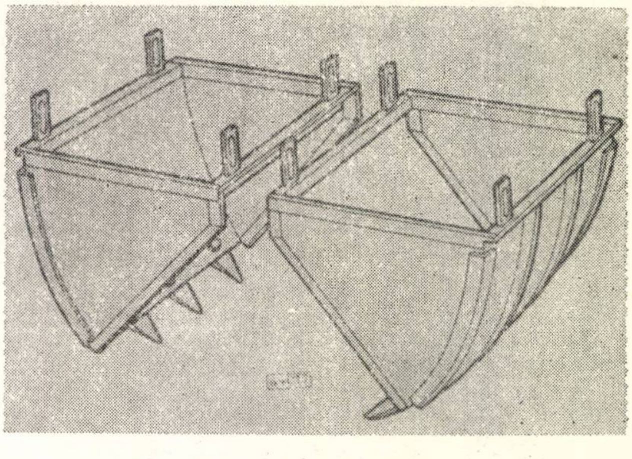


Fig. 7. Cupe cu ghiare

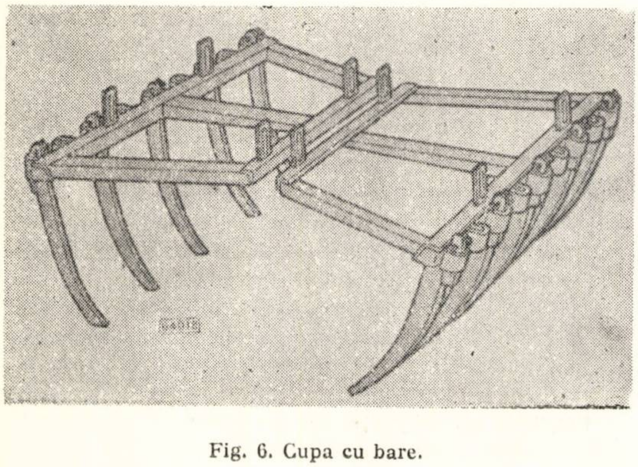


Fig. 6. Cupa cu bare.

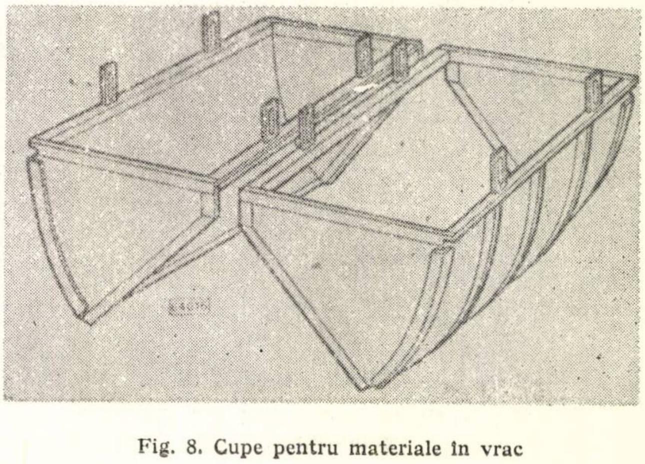


Fig. 8. Cupe pentru materiale în vrac

Sistemul de frînare

Ambele încărcătoare sînt prevăzute cu două sisteme de frînare; de serviciu și de parcare. Cel de serviciu este hidraulic și acționează asupra celor 4 roți.

Performanțele obținute au fost :

— la T.159 — decelerație 2,5 m/s^2 la un efort de 60 kgf

— la TIH 445 — decelerație 3,6 m/s^2 la același efort la pedală.

Cele de parcare sînt mecanice și acționează pe roțile din față.

Instalația electrică

Instalația electrică a lui TIH 445 este în mare, asemănătoare cu cea a lui T. 159 și se compune din: alternator, baterie, demaror faruri pentru circulație, faruri de lucru, far proiector, lămpi semnalizare, far mers înapoi, claxon, tablou de bord cu indicatoarele : turometru, indicator nivel combustibil, indicator temperatură apă, semnalizator optic, încărcare baterie, cutia de siguranțe, ștergător parbriz, lampă în interiorul cabinei.

La cererea părții germane TIH a fost prevăzut cu unele accesorii suplimentare, ce s-au dovedit a fi necesare în urma exploatării timp de un an a încărcătorului T.159.

Acestea sînt : comandă separată pentru farurile de circulație indicator pentru temperatura uleiului hidraulic.

Instalația hidraulică

Cele două încărcătoare au instalațiile hidraulice asemănătoare. Ele se compun în mare din pompă hidraulică, rezervor de ulei, filtru de retur, distribuitoare, cilindrii de forță cu supapele corespunzătoare, furtune și țevi de legătură.

În ceea ce privește locul de muncă al conducătorului TIH 445 prezintă îmbunătățiri față de T.159.

Pot aminti :

a) — datorită dimensiunilor mai reduse ale capotajelor motorului, vizibilitatea în spre spate este mai bună.

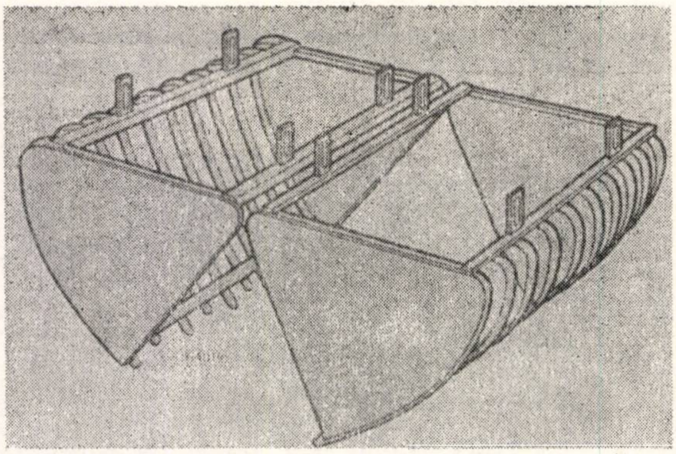


Fig. 9. Cupe pentru rădăcinoase.

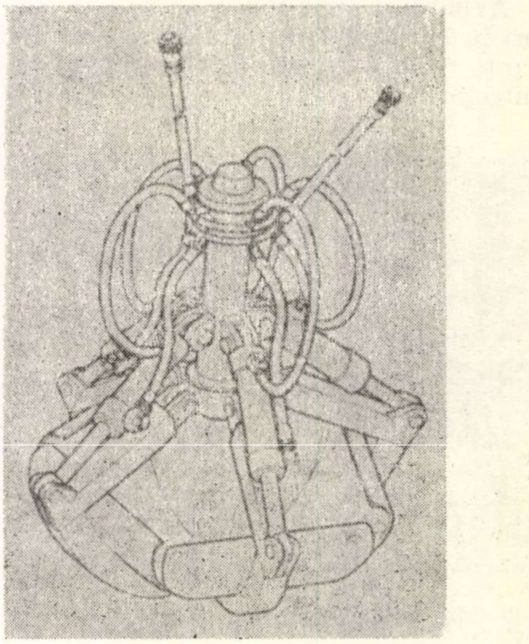


Fig. 11. Graifăr cu 5 ghiare.

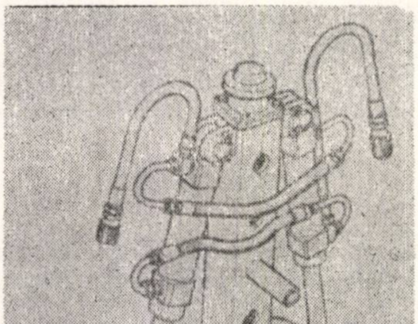


Fig. 10. Graifăr pentru săpat șanțuri și fundații.

Fig. 12. Graifărul pentru lemne rotunde.

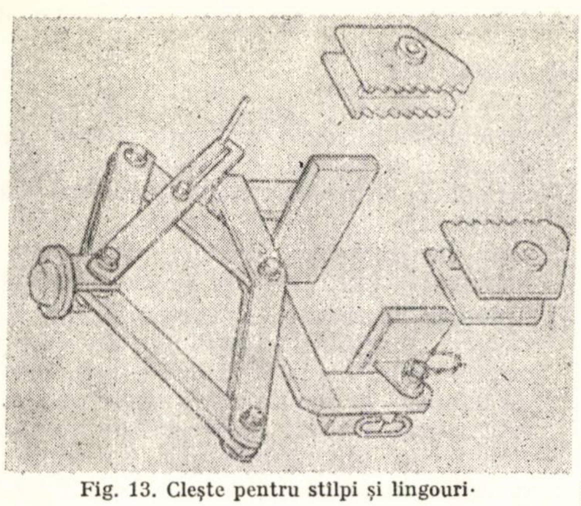


Fig. 13. Cleşte pentru stîlpi şi lingouri·

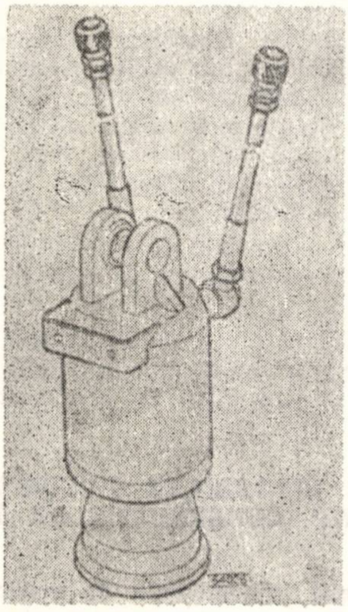


Fig. 14. Capul rotativ

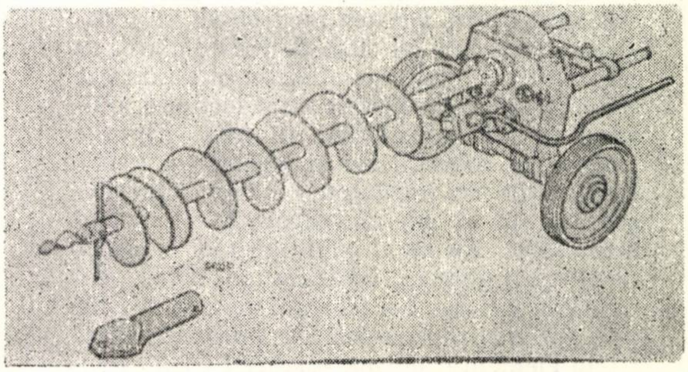


Fig. 15. Foreza hidraulică

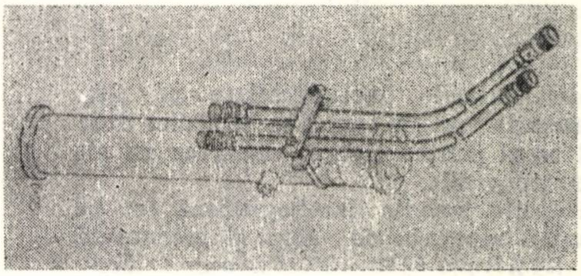


Fig. 16. Prelungitor graifer

b) — la TIH 445 pe lîngă posibilitatea de încălzire există şi aceea de ventilare a cabinei, faţă de T.159 la care nu există decît posibilitatea de încălzire.

c) — nivelul zgomotului la urechile conducătorului este mai scăzut.

d) — la scaune caracteristicile : frecvenţa de rezonanţă şi factorul de transmisibilitate la frecvenţe mai mari sînt asemănătoare şi anume 2 — 3 Hz şi respectiv 0,2 — 0,4.

În schimb cele două scaune, se deosebesc net prin factorul de transmisibilitate la frecvenţa de rezonanţă ,unde pentru scaunul de pe TIH nu se depăşeşte valoarea de 1,1, iar pentru scaunul din R.D.G. această valoare este cuprinsă între 1,5 şi 1,6.

Legat de caracteristicile utilajului de bază am vrea să încheiem prin a arăta că în ceea ce priveşte cotele de gabarit, diferenţele sînt foarte mici, respectîndu-se prin aceasta cerinţa părţii R.D.G.

Greutatea celor două încărcătoare este în jurul valorii de 4.900 kg.

Cît priveşte echipamentul cu care poate fi dotat încărcătorul, acesta se compune din :

— scheletul de bază al greifărelor
— cupa pentru materiale în vrac — cu volum de 0,4 m^3
— cupa cu ghiare pentru săpat — cu volum de 0,25 m^3
— cupa cu bare — volum de 0,4 m^3
— cupa pentru rădăcinoase — volum de 0,6 m^3
— cupa pentru săpat şanţuri şi fundaţii — volum 0,16 m^3
— greifărul cu 5 ghiare — volum 0,25 m^3
— greifărul pentru lemne rotunde — volum 0,75 — 1,5 m^3
— cleşte pentru stîlpi şi lingouri — volum 0,75 — 1,5 m^3
— prelungitor — cap rotitor
— foreza Ø 250 × 1000 mm adîncime
— foreza Ø 500 × 2 000 mm adîncime
— dispozitiv pentru acţionare foreze

Prin dotarea cu aceste scule încărcătorul poate fi utilizat :

— în domeniul construcţiilor industriale pentru săparea de şanţuri, fundaţii, gropi, pentru transportul şi manipularea diferitelor materiale ;

— în domeniul economiei forestiere şi materialelor de construcţii pentru manipularea, stivuirea şi transportarea buştenilor sau a diferitelor produse lemnoase ;

— în industria construcţiilor de maşini şi industria metalurgică pentru transportarea, manipularea şi stivuirea lingourilor, a diferitelor piese, a şpanului etc.,

— în domeniul transporturilor şi telecomunicaţiilor la lucrări de drumuri, la montarea stîlpilor etc. ;

— în domeniul îmbunătăţirilor funciare şi hidroamelioraţiilor, pentru spălarea canalelor de drenarea apei, la excavări etc. ;

— în agricultură pentru încărcarea diverselor materiale ca îngrăşăminte naturale sau chimice, pentru săparea gropilor în vederea plantării pomilor etc.

Rod al colaborării bilaterale dintre uzina producătoare a lui T.159 din R.D.G. şi institutul nostru, TIH-445 a trecut cu succes probele efectuate de institutul de specialitate din Potsdam, probele de omologare efectuate de ICPAT şi ICMA Bucureşti şi se fabrică în prezent în cadrul uzinei „7 Noiembrie" Craiova.

Drept recunoaştere a calităţilor şi parametrilor săi, TIH 445 a fost medaliat cu aur în 1976, în cadrul Tîrgurilor internaţionale de la Zagreb şi Brno.

Condiţii de prezentare a manuscriselor pentru revista „Construcţia de maşini"

1. **Textul** unui articol împreună cu desenele să nu depăşească 15 pag. convenţionale, 2000 semne.
2. **Dactilografierea** se execută la 2 rînduri în pag.de 2000 semne, pe hîrtie albă, pe o singură faţă a filei. Pagina va avea o margine albă de 3 cm lăţime în stînga. Formulele se scriu foarte clar, cu semnele matematice şi literele conf. STAS suficient de mari, cu tuş.
3. **Desenele** se execută în tuş pe calc, la dimensiuni între formatele A6 şi A4. Dacă sînt figuri-foto, acestea nu trebuie să depăşească formatul A4 şi să fie foarte clare, cu efectele de contrast foarte pronunţate.
4. **Toate figurile şi tabelele** care însoţesc articolul trebuie menţionate în text. Figurile trebuie să aibe titluri şi legende şi să fie însoţite de un borderou de figuri dactilografiate pe o pagină separată de textul articolului. Nu se va scrie pe nici o figură titlul şi legenda; legătura se face prin numărul lor conf. borderoului separat într-un plic adecvat prezentate. În tipografie diferitele elemente ale materialului (text, borderou de figuri, bibliografii, tabele) se prelucrează în secţii diferite, de aceea ele trebuie prezentate pe foi separate.
5. **Tabelele trebuie dactilografiate pe pag. separate de text (în text li se va indica doar locul ca şi pentru figuri), deoarece au alt regim tipografic.**
6. **Bibliografia trebuie dactilografiată tot pe o pagină separată de text şi prezentată conf. STAS nr. 6158–60 şi anume : Cărţi** : numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul cărţii (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual traducerea în lb. română), numărul ediţiei în cifre arabe, numărul volumului în cifre romane, locul publicării, pagină la care se trimite sau prima şi ultima pagină a fragmentului. **Periodice** : numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul articolului (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual cu traducerea în lb. română), titlul periodicului precedat de cuvîntul „In", numărul volumului sau anul de apariţie (în cifre arabe) numărul de ordine al numărului de periodic, data numărului, pag. citată sau prima şi ultima pag. a fragmentului citat sau a articolului întreg, după cum citează, doar o anumită pagină, un fragment, sau un articol în întregime. Cînd lucrarea citată a fost tradusă în lb. română, titlul se scrie în traducere, dar cu menţiunea că lucrarea a fost tradusă şi din ce limbă.
7. **Predarea la redacţie** a manuscrisului dactilografiat se face în două ex., din care un original şi o copie. Originalul este însoţit de desenele în tuş pe calc şi fotografii cînd este cazul, iar cel de-al doilea exemplar este însoţit de ozalide sau xerocopii ale figurilor în calc sau de al doilea rînd de fotografii cînd este cazul.
8. Autorul trebuie *să garanteze conţinutul ştiinţific* al articolului, iar textul prezentat redacţiei să fie revizuit după dactilografiere, deoarece în timpul fazelor editoriale şi tipografice nu îl mai revede, deci nu mai poate interveni în acest text după predarea manuscrisului.
9. Conf. regulilor editoriale manuscrisele şi figurile-publicate sau nu-nu se mai restituie autorului.
10. Materialele, prezentate conform regulilor de mai sus, se primesc la redacţia revistei. „Construcţia de maşini", la următoarea **adresă** :

OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARA PT. IND. CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI

Redacţia revistei „Construcţia de maşini" Cal. Victoriei 133, S. 1, clădirea mică, parter cod 71102 BUCUREŞTI, Of. poştal 22, Căsuţa poştală 2974

11. Orice informaţie şi referinţă se pot obţine la telefoanele : 50.31.30 (direct) şi 50.40.90/253 sau 274, redactor : ŞERBAN TEODORESCU.
12. Materialul va fi însoţit-obligatoriu-de o **adeverinţă** semnată de conducerea instituţiei unde activează autorul, specificînd respectarea legilor în vigoare cu privire la păstrarea secretului, conform modelului de pe verso.
13. Va fi însoţit şi de **rezumatele lucrării** în lb. română, franceză, engleză, rusă şi germană.

Alegînd ROBOTRON 4201 vă decideţi pentru progres

Şi aceasta nu numai în prezent. Cu cît vă interesează mai mult introducerea minicalculatoarelor ROBOTRON 4201 este acela care vă oferă toate condiţiile necesare pentru rezolvarea problemelor dv. comerciale, ştiinţifice şi tehnice. Echipamente periferice de mare capacitate permit realizarea diferitelor sisteme de calculatoare. Sisteme prntru producţie, în diferite configuraţii şi pachete de programe orientate pe diverse aplicaţii, vă reduc la minimum cheltuielile de pregătire şi exploatare. ROBOTRON 4201 este deosebit de adecvat pentru întreprinderi mici şi mijlocii, ca utilaj de prelucrare a datelor programabil liber. Ca parte integrantă a unui sistem unitar de tehnică de calcul electronic, se foloseşte drept calculator satelit în cadrul unor scheme mai dezvoltate de prelucrare electronică a datelor. (Instalaţia ESER = Einheitlich System der elektronischen Rechentechnik).

robotron

Exportator

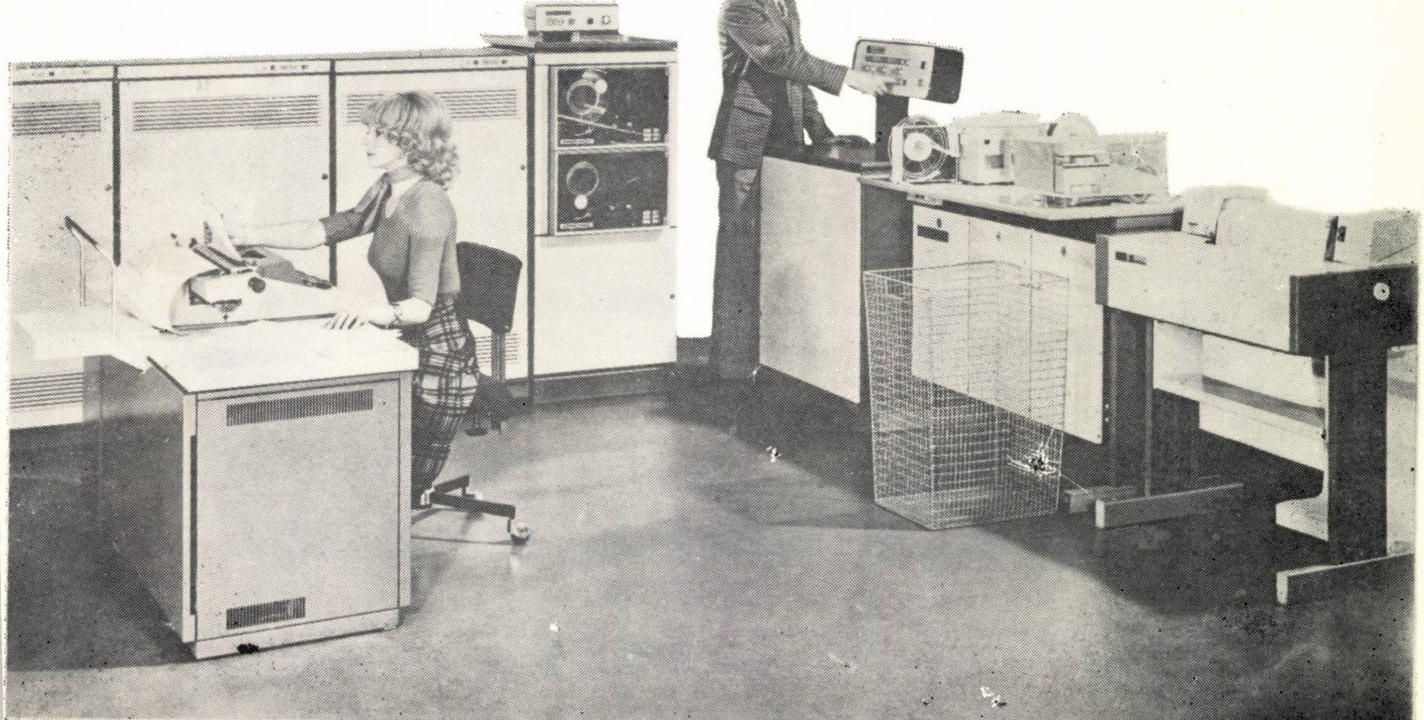
bme

Büromaschinen-Export GmbH Berlin
DDR-108 Berlin,
Friedrichstraße 61
Deutsche
Demokratische
Republik

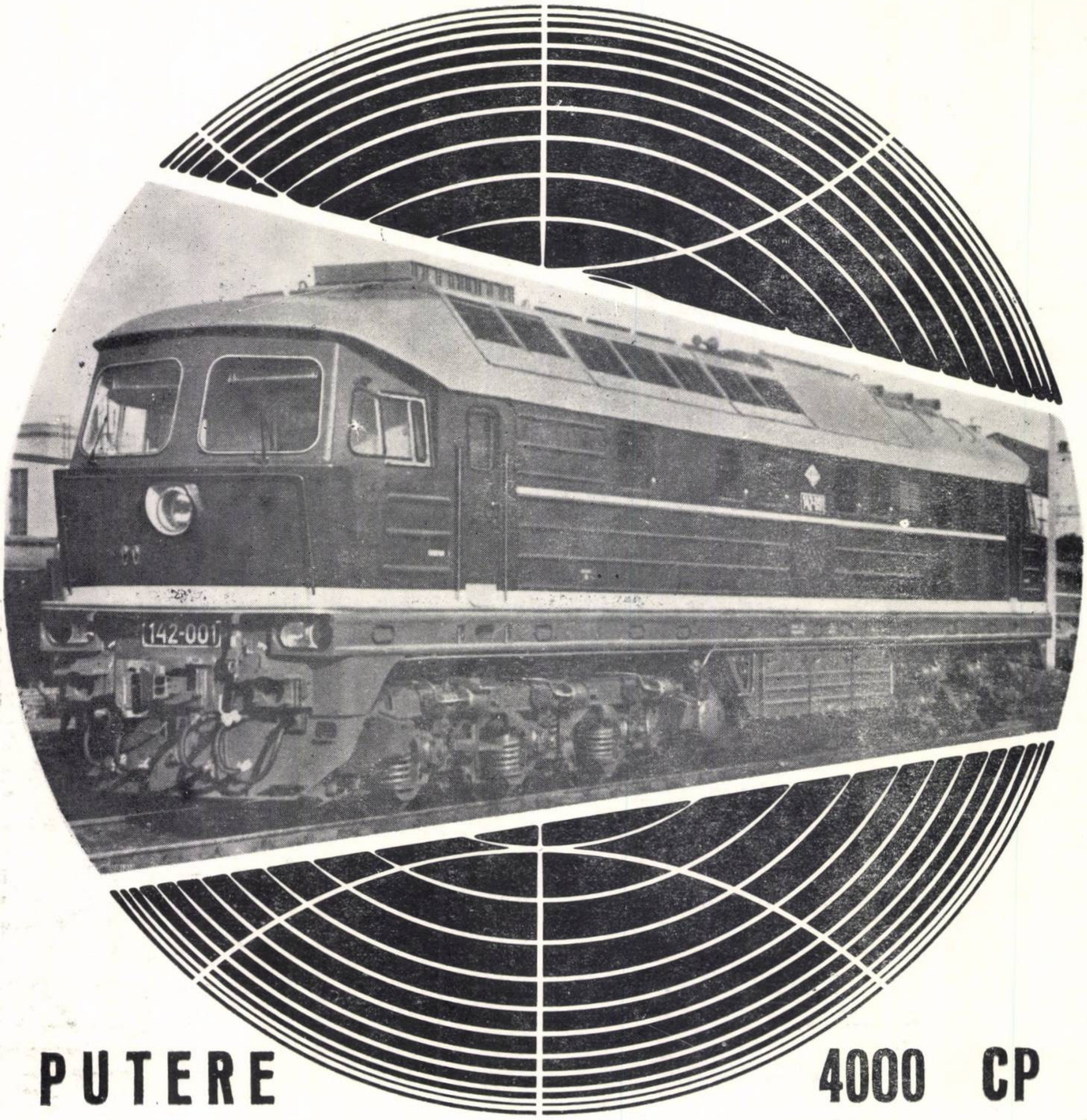
Vă stăm la dispoziţie, cu plăcere, cu consultaţii pentru problemele dv.

DOMENIUL DE UTILIZARE

- Construcţii de maşini, electrotehnică şi electronică;
- Industria textilă şi alimentară;
- Transporturi;
- Agricultură;
- Sănătate publică;
- Construcţii;
- Bănci, asigurări;
- Birouri de consultaţii;
- Instituţii de învăţămînt superior şi şcoli tehnice;
- Institute;
- Unităţi de proiectare.



publicom



PUTERE 4000 CP

Locomotiva diesel electrică TE 129, cu o parte motoare, se situează la nivelul celor mai bune exemplare similare pe plan mondial -

- este prevăzută cu următorul echipament :
  - = transmisie electrică la curent alternativ şi continuu ;
  - = frîne electrodinamice ; = încălzire electrică ;
- domeniul de utilizare :
  - = transportul de mărfuri (călători) pe căi ferate cu ecartament 1 520 sau 1 435 mm, gabarit minim 02 - T sau VIC.

Dispunerea echipamentului într-o cutie uşoară şi durabilă, sudată în întregime, cu acoperire activă, facilitează accesul liber pentru revizia şi reparaţia tuturor dispozitivelor.

Cele două cabine sînt amenajate pentru conducere şi posedă o bună izolare acustică şi termică.

• Dispunerea osiilor...Co - Co • Greutatea maximă, t...126 • Incărcarea pe osie, t...21±2% • Viteza maximă, km/h...120 • Puterea de tracţiune continuă, t ... 24,6

ENERGOMACHEXPORT

Exportator : V/O ENERGOMACHEXPORT

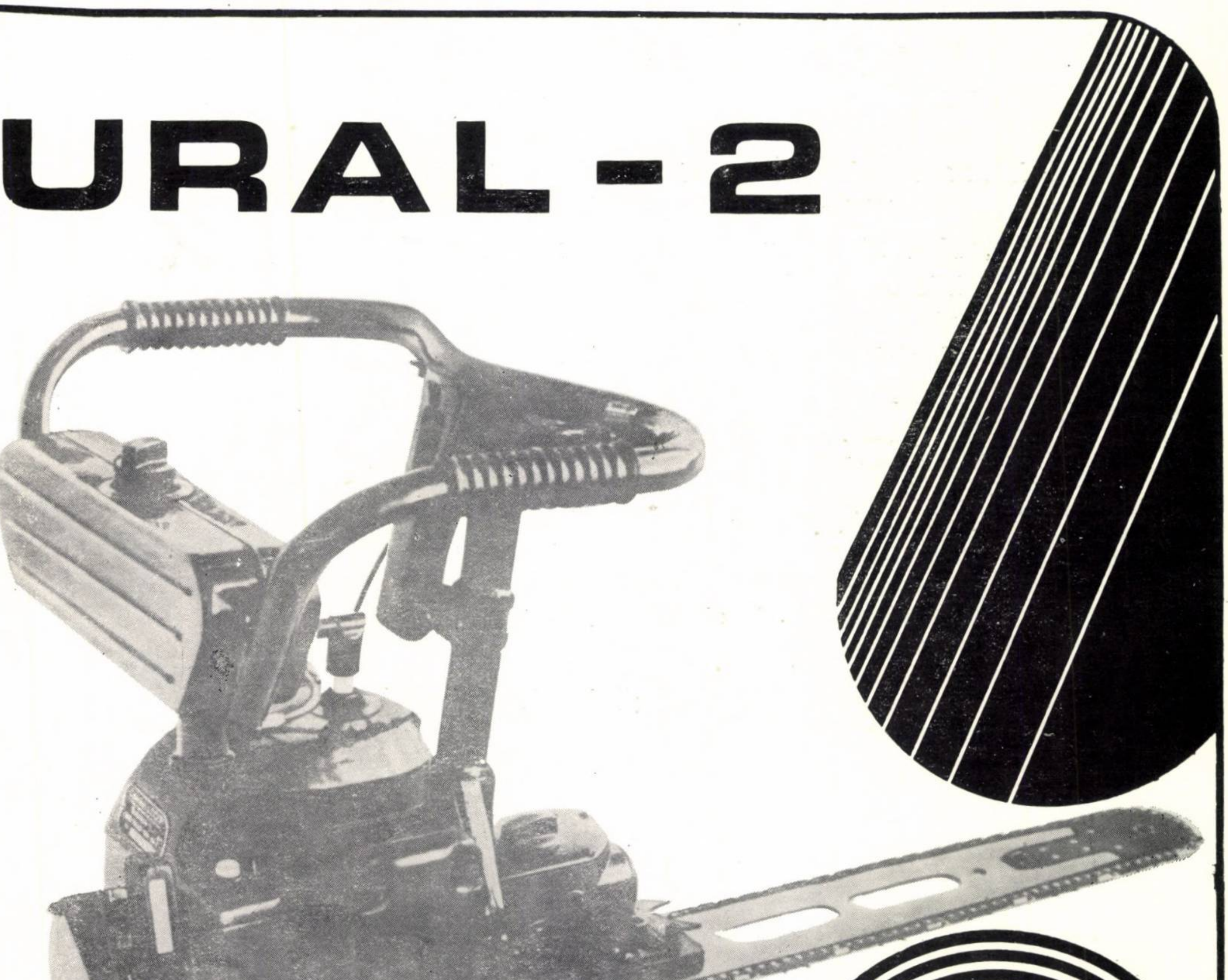
U.R.S.S., 117330, Moscova
Mosfilmovskaia, 35

Telefon : 147-21-77
Telex : 7565

PUBLICOM

O mașină-unealtă de neînlocuit în exploatările forestiere: mașina de tăiat mecanică cu transportor

URAL-2



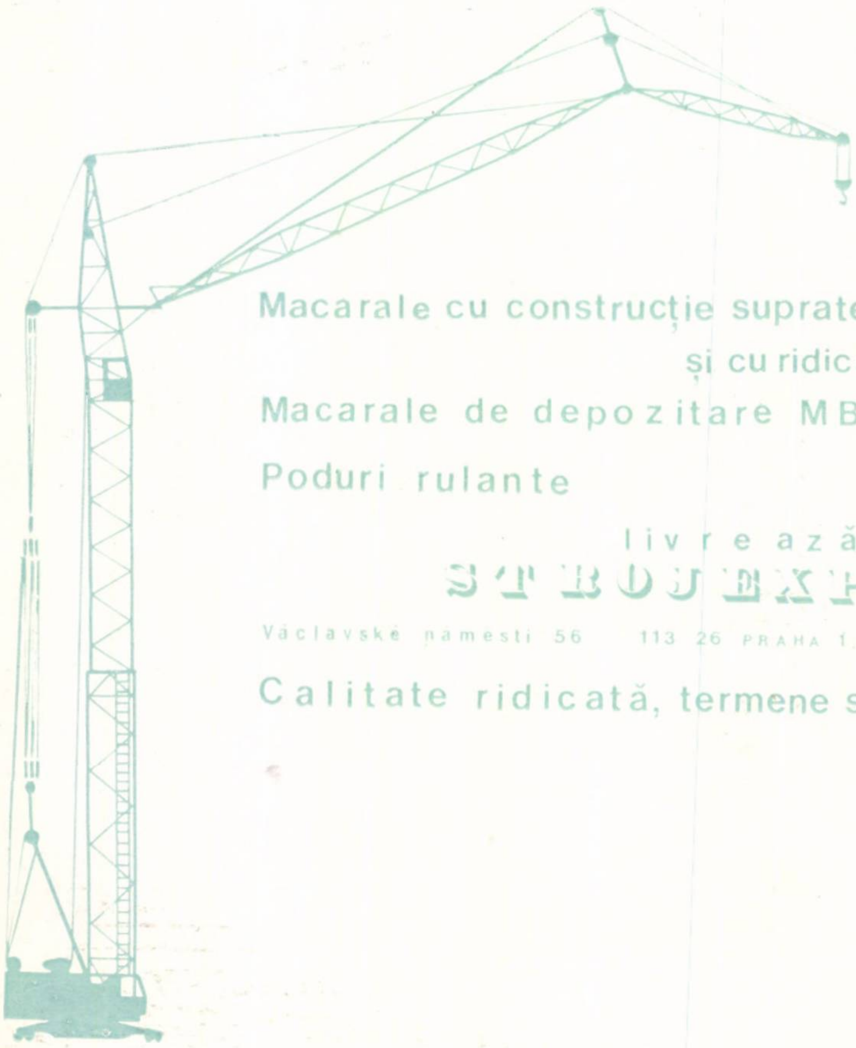
- Mare viteză de tăiere;
- Manevrare și întreținere simplă;
- Consum redus de carburant.

Utilizarea unei pene pentru abatere permite orientarea arborelui în direcția dorită fără intervenția unui muncitor auxiliar.

Exportator: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova V-342
str. Obrucev 34-79
telefon: 334.76.00
telex: 7691, 7692, 7693

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

publicom



Macarale cu construcție supraterană, macarale-turn
și cu ridicare automată MB 88
Macarale de depozitare MB 110
Poduri rulante

livrează

STROJEXPORT

Václavské náměstí 56 113 26 PRAHA 1 CEHOSLOVACIA

Calitate ridicată, termene scurte de livrare

EXPORT
STROJEXPORT
IMPORT
PRAHA · CZECHOSLOVAKIA

PUBLICOM

Abonați-vă la

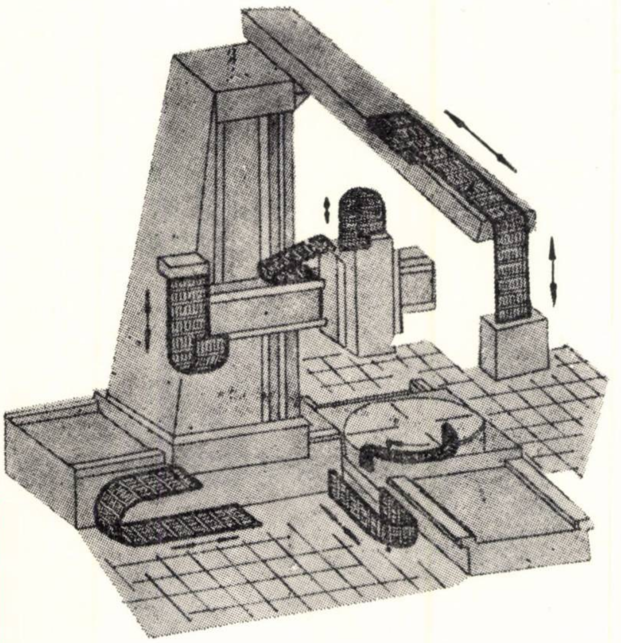
revista

„Construcția de mașini"

pe anul 1978

LANTURI PORTCABLU

- TC 160–40
- TC 200–50



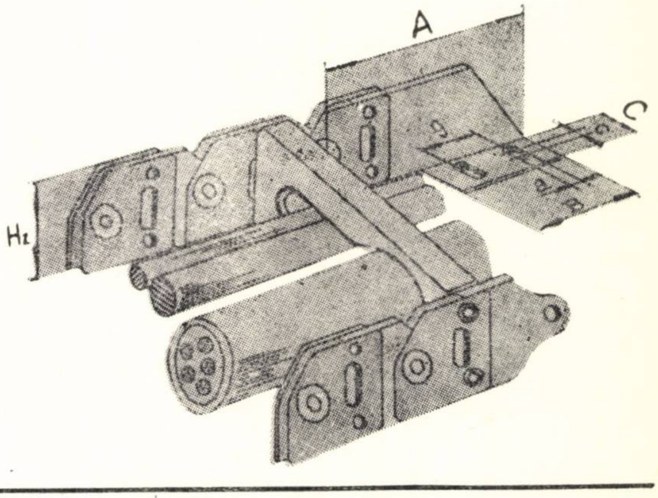
UTILIZARE

Folosirea lanţurilor portcablu asigură o protecţie împotriva lovirii şi o dirijare corectă a cablurilor, corespunzător diametrului de curbură prevăzut în documentaţia tehnică.

În cazul cînd deasupra acestuia se fixează o tablă de oţel se asigură şi o protecţie împotriva căderii de şpan la o temperatură mare.

CARACTERISTICI TEHNICE

Greutatea specifică pe unitatea de lungime fără suporţi	**3 kg**
Greutatea admisă repartizată pe suport, în funcţie de lungimea liberă a lanţului	**1–4 m** **50–5 kg**
Durabilitatea la o încărcare cu o greutate admisă pe suport	**min. 50 000 cicluri**



Simbol	Diametrul mediu de curbură mm	Diametrul maxim al cablului mm	Dimensiuni mm					
			A	B	C	a	c	g
TC 160–40	160	30	115	75	30	6,5	5	45
TC 200–50	200							

Pe maşina unealtă lanţurile portcablu (pe orizontală sau pe verticală) se vor monta pe **suporţi de sprijin sau ghidare.**

Montarea şi demontarea cablurilor se va face prin desfacerea părţii de sus a suporţilor. **Zalele de fixare se vor monta cu şuruburi** pe elementul fix şi elementul mobil al maşinii.

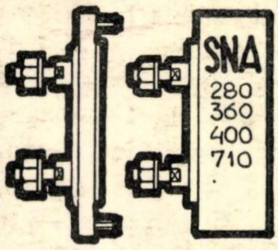
IAMU - BLAJ **Intr. de accesorii pt. maşini-unelte** **str. Gh. Bariţiu nr. 38 tel. 10.462**

ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE

- NORMALE
- SPECIALE
- UZ GENERAL

1978 MAR 28

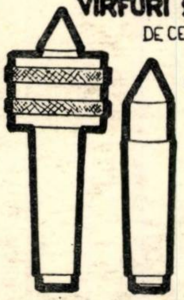
FLANSE PENTRU UNIVERSAL



SNA
280
360
400
710

FLANSE DE ANTRENARE

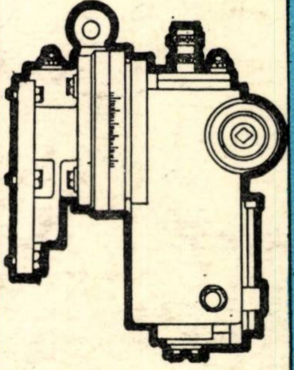
VÎRFURI ROTATIVE
VÎRFURI SIMPLE
DE CENTRARE



Con Morse
2
3
4
5
6

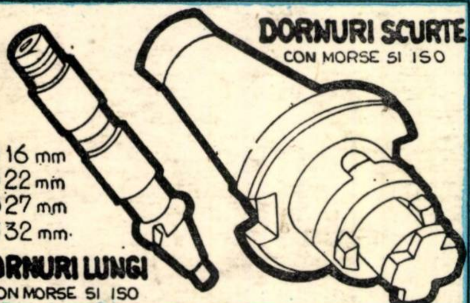
CAP DE FREZAT CU PINOLĂ

FU 35



Con ISO 50

DORNURI SCURTE
CON MORSE SI ISO



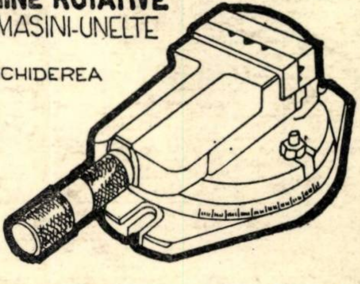
Ø 16 mm
Ø 22 mm
Ø 27 mm
Ø 32 mm.

DORNURI LUNGI
CON MORSE SI ISO

IAMU
BLAJ

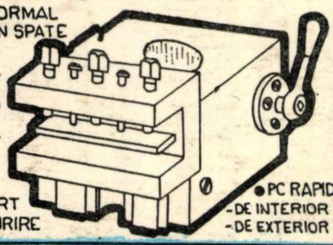
MENGHINE ROTATIVE
PENTRU MASINI-UNELTE

CU DESCHIDEREA
50 mm
80 mm
250 mm



PORT-CUTITE
- PC NORMAL
- PC DIN SPATE

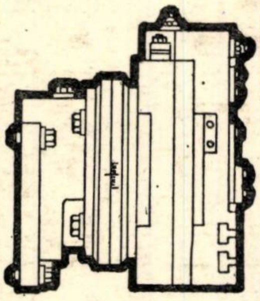
SNA
280
360
500



- SUPORT PT. GAURIRE
- PC RAPID
  - DE INTERIOR
  - DE EXTERIOR

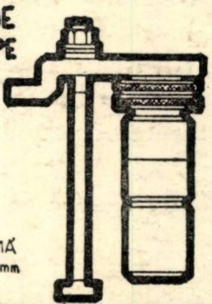
CAP DE MORTEZAT

FU 35



Curse duble/min 30 - 150

DISPOZITIV DE PRINDERE PE CANAL T



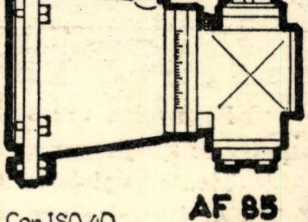
DPT

ÎNALTIMEA MAXIMĂ DE PRINDERE 260 mm

CAPETE DE FREZAT
VERTICALE

Con ISO 50
FU 35
FDP 25
Con ISO 40

CAPETE DE FREZAT
VERTICAL
UNIVERSAL
SUPORT PENTRU CAP DE FREZAT



Con ISO 40
AF 85
AFD 100

IAMU

INTREPRINDEREA DE ACCESORII PENTRU MASINI-UNELTE BLAJ
STR. Gheorghe Barițiu nr 38 tel. 10.462

E 3279

66

REFERÁLVA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

12

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI • BUCUREȘTI • ANUL XXIX • nr. 12 • DECEMBRIE 1977

Institutul
de cercetări și proiectări tehnologice
pentru industria construcțiilor de mașini

Șos. Olteniței 105, sector 5, București
telefon: 83 21 70 —— telex: 11798

ICPTCM

ACTIVITATI

- Cercetări și experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de mașini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea mașinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor și a sculelor aferente
- Execuție de echipamente tehnologice proiectate și asistență tehnică pentru punerea lor în funcțiune

Vedere parțială din baza de execuție
Sectorul prelucrări mecanice

Laboratorul de organe de mașini

Laboratorul de acționări hidraulice

PENTRU URMATOARELE DOMENII DE ACTIVITATI PRINCIPALE :

- **Prelucrări** mecanice prin așchiere
- Prelucrări prin tehnologii neconvenționale (electroeroziune, electrochimie, laser, fascicul de electroni etc.)
- Stanțare și deformări plastice la rece
- Acoperiri galvanice și vopsire
- Montaj mecanizat și automatizat
- Control de calitate, fiabilitate
- Standuri de probe
- Acționări hidraulice și pneumatice, sisteme, elemente, logică fluidică, roboți etc.
- **Organe** de mașini de uz general (angrenaje, mecanisme, materiale noi, frecare, ungere, vibrații)
- **Organizarea** proceselor de fabricație în atelierele de prelucrări și montaj
- **Codificarea** informațiilor pentru prelucrarea automată a datelor
- **Balanțarea** capacităților de producție
- **Planificare**, programare, urmărire a producției
- **Tehnologii** tipizate și normative de timp

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI

ANUL XXIX, Nr. 12, DECEMBRIE, 1977

ORSZÁGOS MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883 FEB. 0

CUPRINS

SCULE AŞCHIETOARE

TACHE, V., VLASE, A :	Cu privire la determinarea durabilităţii sculelor aşchietoare la strungurile cu turaţie în trepte.	589
ELEKEŞ, C. :	Consideraţii privind proiectarea sculelor pentru găuri adînci (fărărecuperarea miezului) – sistem COROMANT.	591
DRĂGHICI, G., IVAN, V. N. :	Programarea liniară-mai bună ca programarea convexă în unele cazuri de determinare a parametrilor optimi de exploatare a sculelor.	598
OANCEA, N., TÎRU, E., IRIMIA, L. :	Profilul cuţitelor-roată pentru strunjirea şuruburilor cu bile.	601
ELEKEŞ, C. :	Generalizarea metodei grafo-analitice pentru evitarea interferenţei radiale la danturarea interioară.	604
CALEA, GH. :	Determinarea unghiului optim de degajare la cuţitele-roată standardizate.	610
DORIN, AL. :	Particularităţile sculelor aşchietoare folosite la maşinile-unelte cu comandă numerică.	614

TEHNOLOGII ŞI METODE DE ÎNCERCARE A MAŞINILOR-UNELTE

BADEA, V., RUSU, ST. :	Influenţa parametrilor tehnologiei principali asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate prin supranetezire cu banda abrazivă.	617
VERZEA, D. :	Unele rezultate privind influenţa mărimii jocurilor din ajustaje şi a momentului de strîngere a suportului port-scule asupra stabilităţii la vibraţii autoexcitate a unui strung paralel cu ∅400 mm.	623
SANDU. A., BENEA, C. :	Comportarea termică a maşinilor-unelte şi mijloace de diminuare a deformaţiilor termice.	625
DUCA, M., URSU, I. DRĂGAN, V., TEPEŞ, NEAGOE :	Analiza ecuaţiilor de curgere prin sertarele sistemelor de urmărire hidrostatice.	630
MIHĂILESCU B., MEDAR, S., TRICĂ, V. :	Cercetări privind instalaţiile pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire-ungere la maşinile-unelte.	634
IONESCU, A., PARASCHIV, I. :	Metodă de determinare a indicatorilor de fiabilitate previzionalăexperimentală, prin încercări în regim forţat sau accelerat.	638

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări pentru construcţiile de maşini

Redactor şef: ing. TEODOSIA OPRESCU
Redactor: ŞERBAN TEODORESCU
Consultant ştiinţific: ing. MIRCEA DUCA

S U M A R

Z: 621.91.02 : 621.941

Tache, V., Vlase, A. : **Cu privire la determinarea durabilității sculelor așchietoare la strungurile cu turație în trepte.**

Construcția de mașini, 29 1977), nr. 12, p. 589, 3 tab., 5 ref.

CZ: 621.9.001.1 :621.95.02

Elekeș, C. : **Considerații privind proiectarea sculelor pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) — sistem COROMANT.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 591, 8 fig., 5 tab., 20 ref.

CZ : 621.9.004 1 : 621—52

Drăghici, G., Ivan, V. N. : **Programarea liniară mai bună ca programarea convexă în unele cazuri de determinare a parametrilor optimi de exploatare a sculelor.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 598, 5 fig., 8 ref.

CZ : 621.9 : 621.91.07 :621.882

Oancea, N., Tîru, E., Irimia, L. : **Profilul cuțitelor-roată pentru strunjirea șuruburilor cu bile.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 601, 5 fig., 2 tab., 3 ref.

CZ : 621.9.001.3

Elekeș, C. : **Generalizarea metodei grafo-analitice pentru evitarea interferenței radiale la danturarea interioară.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 604, 11 fig., 19 ref.

Z : 621.9.001.3

Calea, Gh. : **Determinarea unghiului optim de degajare la cuțitele -roată standardizate.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 610, 4 fig., 1 tab., 3 ref.

CZ : 621.91.02 : 621.9 : 621—52

Dorin, Al. : **Particularitățile sculelor așchietoare folosite la mașinile-unelte cu comandă numerică.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 614, 7 fig., 2 ref.

CZ : 621.9.016 : 621.941

Badea, V., Rusu, St. : **Influența parametrilor tehnologici principali asupra rugozității suprafeței prelucrate prin supranetezire cu banda abrazivă.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 617, 13 fig., 2 tab., 8 ref.

CZ : 621.941

Verzea D. : **Unele rezultate privind influența mărimii jocurilor din ajustaje și a momentului de strîngere a suportului port scule asupra stabilității la vibrații autoexcitate a unui strung paralel cu ∅ 400 mm.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 623, 3 fig., 5 ref.

CZ : 621.9.001.2

Sandu, A., Benea, C. : **Comportarea termică a mașinilor-unelte și mijloace de diminuare a deformațiilor termice.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 625 11 fig., 1 tab., 6 ref.

CZ : 621.9.001.4

Duca, M., Ursu, I., Drăgan, V., Tepeș, N. : **Analiza ecuațiilor de curgere prin sertarele sistemelor de urmărire hidrostatice.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 630, 7 fig., 7 ref.

CZ : 621.9.001.5

Mihăiescu B., Medar, S., Trică, V. : **Cercetări privind instalațiile pentru vehicularea și epurarea lichidelor de răcire-ungere la mașinile-unelte.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 634, 4 fig., 1 tab.

CZ : 621.9 : 621.004.64

Ionescu, A., Paraschiv, I. : **Metodă de determinare a indicatorilor de fiabilitate previzională-experimentală, prin încercări în regim forțat sau accelerat.**

Construcția de mașini, 29 (1977), nr. 12, p. 638, 6 fig., 3 ref.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM—Serviciul export-import presă. P.O. Box 136— 137 — telex: 11226, București, str. 13 Decembrie nr. 3.

ATTENTION

Les lecteurs étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM—Serviciul—export-import presă. P.O. Box 136—137—telex; 11226, București, str. 13 Decembrie nr. 3.

ACHTUNG!

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM—Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex: 11226, București, str. 13 Decembrie nr. 3.

ВНИМАНИЕ!

Читатели инностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136—137. Telex 11226, București, str. 13 Decembrie nr. 3.

Revista ,,CONSTRUCȚIA DE MAȘINI", organ al Ministerului Industriei Construcțiilor de Mașini din Republica Socialistă România. Redacția la : Oficiul de Informare documentară pentru industria construcțiilor de mașini, cu sediul în București, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 sau 50.40.90 și 50.50.25interior 253. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poștal la ICPTCM, șos. Olteniței nr. 105, București, Sector 5, pentru revista ,,Construcția de mașini". Tarif pentru instituții și întreprinderi : lei 150 anual, pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 70 anual. Costul unui exemplar : lei 8.
Tiparul : Întreprinderea poligrafică ,,Informația" București, str. Brezoianu nr. 23—25, c. 7606.

Taxele poștale plătite în numerar pentru anul 1976, conform aprobării C.P.T. nr. 137/6332/1975.

41.042

C O N T E N T S

DC : 621.92.02 : 621.941

Tache, V., Vlase, A. : **Regarding the determination of the durability of the cutting tools at the lathe with rotations step by step.**

In the case of absence in laboratories, of machine-tools having rotative variators, the durability of cutting tools could be determined by an experimental way, on a la the SN 400, with step-by-step rotations and put into words by the relation :

$$T = \sum_{i=1}^{n} T_{ci}$$

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 589, 3 tab., 5 ref.

DC : 621.9.001.1 : 621.95.02

Elekeş, C. : **Considerations regarding the projection of tools for deep holes (without recovering the core) — COROMANT system.**

There is presented a short synthesis concerning drilling systems and tool construction for deep borings. After having analized the dynamic of tool cuttings, libe the COROMANT system, there is projected a model of calculation and lay-out of these cuttings. For making easy the assimilation of this method one can have an example for tool lay-out, with deep holes (diameter ∅ 20— ∅ 43 mm).

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 591, 8 fig., 5 tab., 20 ref.

DC : 621.9.004.1 : 621—52

Drăghici, G., Ivan, V. N. : **Liniar programation — better than the convex one — in some cases of optimal determination of the parameters in tool exploitation.**

This work presents a new calculation of optimal parameters in the cutting behaviour at the dressing, using more identic tools. This method is based in the straight programation.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 598, 5 fig., 8 ref.

DC : 621.9 :621.91.07 : 621.882

Oancea, N., Tiru, E., Irimia, L. : **The section of the disk cutter used at the turn-out of screws.**

The turn-out tehnology with circular chaser improve the treating of the screws. The determination of the section for the specific chaser could be done in an analytical way, using the theory of the surface wrap up, for the concret case of the curvilenear section of screws.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 601, 5 fig., 2 tab., 3 ref.

DC : 621.9.001.3

Elekeş, C. : **The generalization of graphoanalytical method for the evitation of radial interferences at the inner toothing.**

In the case of the toothing of the inner gear pinions, caused by the penetration into the radial direction, the point of the fellow's cutter, could cut the point of the toothing, which is to be mould out. After presenting the analitical conditions, there is shown a grapho-analitical method for evitation of the radial interferences at the inner toothing with shifting elevation (at the wheel and at the fellow's cutter).

Construcţia de maşini, 29(1977), nr. 12 ,p . 604,11 fig., 19 ref.

DC : 621.9.001.3

Calea, G. : **The determination of the optimal rake angle at the standardized disk cutters.**

By practical application, there are determined the relations for obtaining the optimal geometry of the teething. Through calculation we can come to the conclusion, that the angle of departure of the fellow's cutter, we can find in the STAS, which is constant in all the tool dimensions, can not assure for all the cases the allowance for the elevation of the cutter.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 610, 4 fig., 1 tab., 5 ref.

DC : 621.91.02 :321.9 : 621—52

Dorin, Al. : **Particularities of cutting tools which are used at the numerical control machine-tools.**

The rational choosing of cutters, for using the posibility of numerical control, supposes the creation of a cutter system, so that, using a minimum number of changeable elements, one can supply a big number of machines. The following use of cutters is recommanded cutters with changeable plates of alloy or of mineral ceramics; cutters of optimal geometry for the modification of the parameters of the cutting regim.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 614, 7 fig., 2 ref.

DC : 621.9.016 : 621.941

Badea, S. V., Rusu, S. : **The influence of the technological parameters over the processed surface roughness by superfinishing with abrasive band.**

This work studies the influence of the technological parameters over the processed surface roughness by superfinishing with an abrasive band. The calculation relations determinating the dimension of R_a parameter, are deduced in connection with the perturbator force F_a and with the band speed v_a, from the superfinishing of a shaft on the generatrix line and on the connection radius, in the presence of vibrations of the band.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 617, 13 fig., 2 tab., 8 ref.

DC : 621.941

Verzea, D. : **Some results regarding the free distance of adjustment and of the shrinking moment at the machine-tools holder, on the stability in auto self-excitation vibrations at a lathe with ∅ 400 mm.**

The results of the experiences in the determination of the influence in check and in the shrinking moment of the machine tool holder, in the stability of vibrations in the treating on the lathe SNA 400, have permited the lay-out in the separation of the cutting depth (thim), from variable parameters.

Construcţia de maşini, 29(1977), nr. 12, p. 623, 3 fig., 5 ref.

DC : 621.9.001.2

Sandu, H., Benea, C. : **The thermic behaviour of the machine-tools and the diminuation means in thermic deformations.**

The principal thermic sources have to be localised and there has to be determined the heat conveying in the structure elements of the engine. There is proposed a program of numerical and experimental calculation as well, as some solutions regarding, the diminution of termic deformations.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 625, 11 fig., 1 tab., 6 ref.

DC : 621.9.001.4

Duca, M., Ursu, I., Drăgan, V., Tepeş, N. : **The analyse of flow equation through the valves of hydrostatic following systems.**

The work analises and chechs on different fizical models, the calculation relations of the hydraulic copying flow or of the posisioning of the machine-tools.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 630, 7 fig., 7 tab.

DC : 621.9.001.5

Mihăiescu, B., Medar, S., Trică, V. : **Researches regarding instalations used for vehiculation and clearing of cooling fluid at the machine tools.**

There are presented two types of cleaning plants for colling-lubrication liquid which are used for machine-tools; there are also criterions for choosing them. This choose is based on experimental results.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 634, 4 fig., 1 ref.

DC : 621.9 : 621.004.64

Ionescu, A., Paraschiv, I. : **Method to determin the previsional experimental reliability parameters of machine-tools by forced or accelerated behaviour.**

In this paper the determination methods of operational and experimental reliability are analysed comparatively, and reason to efect such determinations in laboratory, before starting the series production. Than a short clasification of experimental methods is done, resulting that experiments by means of testing stands are more rational. The experiments begin with determination of dependence between stress parameter and time, by using the elasticity of three-parametrical, Weibull's law very well known in reliability.

The authors are applying the method to machine-tools, underlining the functional and technological aspects of its reliability. The method has the advantage that, it reduces the testing time, and enssures, a yet unended accuracy reserve of the equipment.

Construcţia de maşini, 29 (1977), nr. 12, p. 638, 6 fig., 3 ref.

SOMMAIRE

CD : 621.91.02 : 621.941

Tache, V., Vlase, A. : **Sur la détermination de la durabilité des outils à découper aux tours à gradins.**

Faute de machines-outils prévues de variateurs continus de tours, on peut déterminer, en laboratoire, la durabilité des outils à découper sur un tour SN 400 avec le nombre de tours à gradins et on le peut experimer par la relation :

$$T = \sum_{i=1}^{n} T_{ei}$$

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 589, 3 tab., 5 ref.

CD : 621.9.001.1 : 621.95.02

Elekeş, C. : **Considérations sur la projection des outils pour des trous profondes (sans la récupération du noyau) système COROMANT.**

Aprés une courte analyse sur le comportement des outils pour les trous profondes (sans la récupération du noyau), système Coromant, on présente un modèle de calcul et de projection de ces outils-ci. Pour faciliter l'assimilation de la méthode on y donne un exemple concret de projection des outils pour des trous profonde (pour l'intervalle de diamètres Ø 20 . . Ø 43 mm).

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 591, 8 fig., 5 tab., 20 ref.

CD : 621.9.004.1.1 :621—52

Drăghici, G., Ivan, N. V. : **La programmation linéaire-meilleure que la programmation convexe dans quelques cases du calcul du régime optimal de taillage.**

L'ouvrage présente une nouvelle méthode à calculer les paramèters optimum du régime de taillage pour les usinages avec plusieurs outils identiques, basé sur la programmation linéaire.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 598, 5 fig., 8 ref.

CD : 621.9 : 621.91.07 : 621.882

Oancea, N., Tiru, E., Irimia, L. : **Le profil des couteaux-roue pour le chariotage des vis à billes.**

La technologie de chariotage avec des couteaux-roue perfectionne l'usinage des vis à billes. Le détermination du profil du couteau-roue correspondant est faite analytiquement, en appliquant la téorie de l'enroulement des surfaces pour le cas concret du profil ambiligne des vis à billes.

Construcţia de maşini, 29 (1977). no. 12, p. 601, 5 fig., 2 tab., 3 ref.

CD : 621.9.001.3

Elekeş, C. : **La généralisation de la méthode grapho-analytique pour éviter l'interférence radiale à la denture intérieure.**

Dans le cas de la denture des roues dentées intérieures, grâce à la pénétration en direction radiale, la pointe de l'outil peut tronçonner la pointe de la denture qui s'usine.La méthode grapho-analytique évite l'interférence radiale à la denture intérieure, tant à la roue à usiner, ainsi que au couteau-roue.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 604, 11 fig., 19 ref.

CD : 621.9.001.3

Calea, Gh. : **La détermination de l'angle de dégagement aux couteaux roue standardisés.**

On y détermine les relations avec appliquation pratique pour obtenir une géométrie optimale par affilage de sorte que l'on obtienne (à la denture usinée) la précision standardisée. Par calcul on a tiré la conclusion que la valeur de l'angle de dégagement des couteaux-roue prévu en STAS étant constant pour toutes les dimensions d'outils indifféremment de degrés d'affilage, n'assure pas dans tous les cas les tolérances prévues pour le profil des roues usinées.

Construcţia de maşiin, 29 (1977), no. 12, p. 610, 4 fig., 1 tab., 3 ref.

CD : 621.9.02 : 621.9 : 621—52

Dorin, A. : **Les particularités des outils à découper utilisés aux machines outils à commande numérique.**

Le choix rationnel des outils à découper, dans le but de l'utilisation efficace des machines-outils à commande numérique, suppose la création d'un système d'outils à découper (SA), qui utilise un nombre réduit d'éléments changeables et déserve un nombre de machine toujours plus grand. On recommande l'utilisation des outils à découper avec des plaquettes changeables en carbure métallique ou minérale-céramique, ou de ceux à géométrie optimale pour le domaine de modification des paramètres du régime de la coupe.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 614, 7 fig., 2 ref.

CD : 621.9.016 : 621.941

Badea, S. V., Rusu, Ş. : **L'influence des principaux paramètres technologiques sur les performances de la superfinition avec la bande abrasive.**

Cet ouvrage étudie l'influence des paramètres technologiques sur la rugosité de la surface usinée par la superfinition avec une bande abrasive. On a déduit les relations de calcul qui détérminent la valeur du paramètre R_a, en fonction de la force perturbatrice F_a et de la vitesse de la bande abrasive v_a, pendant la superfinition d'un vilebrequin, en présence des vibration forcées de la bande abrasive.

Construcţia de maşini, 29 (1977, no. 12, p. 617, 13 fig., 2 tab., 8 ref.

CD : 621.941

Verzea, D. : **Certains résultats concernant l'influence de la grandeur des jeux d'ajustements et du moment de serrage de la tête porte-outils sur la tenue aux vibration auto-excitées d'un tour paralléle avec Ø 400 mm.**

Les résultats obtenus à l'essai d'établir l'influence de la grandeur des jeux d'ajustements et du moment de serrage de la tête porte-outils sur la tenue à l'apparition des auto-vibrations à l'usinage sur le tour paraléle SNA 400 ont permis de tracer la dépendance de la grandeur de la profondeur limite de coupe des paramètres variables mentionnés.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p.623,3 fig., 5 ref.

CD : 621.9.001.2

Sandu, A., Benea, C. : **Comportement thermique des machines-outils et moyens de diminuations des déformations thermiques.**

On donne les principales sources thermiques et on détermine l'équation de propagation de la chaleur dans les éléments de structure de la machine. On propose un programme de calcul vérifié numériquement et expérimentalement ainsi que certaines solutions de réduction de la déformation thermique.

Construcţia de maşini, 29(1977), no. 12, p. 625, 11 fig., 1 tab., 5 ref.

CD : 621.9.001.4

Duca, M., Ursu, I., Drăgan, V., Tepeş, N. : **L'analyse des équations d'écoulement par les tiroirs des systèmes de poursuite hydrostatiques.**

L'ouvrage analyse et vérifie sur de divers modèles phisiques les relations de calcul de l'écoulement par les tiroirs de poursuite utilisées dans les systèmes hydrauliques de copie ou de positionnement des machines-outils.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 630, 7 fig., 7 ref.

CD : 621.9.001.5

Mihăiescu B., Medar, S., Trică, V. : **Recherches concernant les installations pour véhiculer et épurer les liquides de refroidissement — lubrification aux machines-outils.**

On y présente deux types d'installations pour véhiculer et épurer les liquides de refroidissement — lubrification pour les machines-outils, ainsi que les critères de leur choix, conformément aux résultats expérimentaux.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p.634, 4 fig., 1 tab.

CD : 621.9 : 621.004.64

Ionescu, A., Paraschiv, I. : **Méthode de détermination des indicateurs de fiabilité prévisionnelle — expérimentale aux machines-outils par essais en régime forcé ou accéléré.**

On analyse comparativement les méthodes de détermination de la fiabilité opérationnelle et expérimentale et la motivation de la réalisation des déterminations dans le laboratoire, avant la production en série. On fait une classification des méthodes d'expérimentation d'où il en résulte que les expérimentations à plate-forme d'essais sont plus rationnelles. Les expérimentations commencent avec la détermination de la dépendance entre le paramétre de sollicitation et temps, en exploitant l'élasticité de la loi triparametrique de Weibull. Les auteurs particularisent la méthode aux machines outils en mettant en évidence l'aspect fonctionnel et technologique de la fiabilité de celles-ci. La methode diminue le temps d'essai et assure aux outillages une grande réserve de précision.

Construcţia de maşini, 29 (1977), no. 12, p. 638, 6 fig., 3 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.91.02 : 621.941
Tache, V., Vlase, A. : **Bezüglich die Bestimmung der Dauerhaftigkeit der Schleifwerkzeuge bei den Drehbänken.**

Wenn im Laboratorium Werkzeugmaschinen mit Dauervariator für Drehzahlen fehlen, so kann die Dauerhaftigkeit der Schneid werkzeuge, experimentell auf einer Drehbank SN 400, mit Stufendrehzahl, mit Hilfe des mathematischen Gesetzes : $T = \sum_{i=1}^{n} T_{ci}$ bestimmt werden.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 589, 3 tab., 5 ref.

DK : 621.9.004.1 : 621–52
Elekeş, C. : **Betrachtungen bezüglich die Projezierung der Werkzeuge für tiefe Locher (ohne Rückgewinnung der Mitte) System COROMANT.**

Im ersten Teil der vorliegenden Arbeit werden unter kurzer Syntheseform, Löcherungssystem für Werkzeuge mit tiefen Bohrungen vorgeführt. Nach der Analyse, als Folge der Zerspanung bei tiefen Bohrungen, System Coromant, entwickelt man ein Kalkulierung – und Projezierungssystem dieser. Weiter, um diese Methode anschaulicher zu gestalten, wird ein konkretes Beispiel für die Projezierung der Werkzeuge mit tiefen Bohrungen angegeben (Zwischenraum der Durchmesser ∅ 20–∅ 43 mm).

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12., S. 591, 8 bild, 5 tab., 20 ref.

DK : 621.9.004.1 : 621–52
Drăghici, G., Ivan, V. N. : **Lineare Programmierung besser als Konvex programmierung im Falle der Parameter bestimmung bei Werkzeugen.**

Die Arbeit führt eine neue Kalkulierungsmethode der optimalen Parameter beim Schneiden in der Verarbeitung mit mehreren gleichwertigen Werkzeugen. Die Methode begründet sich auf die lineare Programierung.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 598, 5 bild, 8 ref.

DK : 621.9 : 621.91.07 : 621.882
Oancea, N., Tiru, E., Irimia, L. : **Profil der Messer zum Drehschnitt der Kugelschrauben.**

Die Drehtechnologie mit Walzenmessern verbessert die Bearbeitung der Kugelschrauben. Die Bestimmung des Profils für das betreffende Wälzmesser wird analytisch durchgeführt; zwar geschieht das durch die Anwendung der Oberflächeneinhüllung, für den konkreten Fall des krummlinigen Profils der Kugelschrauben.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 601, 5 bild., 2 tab., 3 ref.

DK : 621.001.3
Elekeş, C. : **Verallgemeinerung der graphoanalythischen Methode zür Wärmeänderung der Radialinterfferenz bei der Innenbezahnung.**

Bei der Innenbezahnung kann die Messerspitze, die Spitze der Bezahnung, wegen de Bohrung in Radialrichtung, leicht bearbeiten.

Nach einer kurzen Übersicht der analytischen Bedingungen wird in dieser Arbeit eine graphoanalythische Methode zur Verhinderung der Radialinterfferenz bei der Innenbezahnung mit verschobenem Schnitt, behandelt (sowohl für das zum bearbeitenden Rad, wie auch beim Messer).

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 604, 11 bild, 19 ref.

DK : 621.9.001.3
Calea, Gh. : **Bestimmung des Spanwinkels bei Standardisierten Messern.**

In dieser Arbeit werden die Beziehungen, mit praktischer Anwendung, zur Erzielung der optimalen Geometrie durch Schleifen, bestimmt. Dieses macht man um bei der Bezahnung, die im Standard vorgesehene Präzision zu erzielen. Durch Berechnungen gelangte man zur Schlussfolgerung dass der Wert der Spanwinkel für die im STAS vorgesehenen Messer, der unabhängig von der Schleifung, für alle Werkzeug dimensionen konstant ist, nicht in allen Fällen die vorgeschriebene, Abweichung für die zum bearbeitenden Radprofile gewährbeistet.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 610, 4 bild, 1 tab., 3 ref.

DK : 621.91.02 : 621.9 : 621–52
Dorin, Al. : **Eigentümlichkeit der Schneidwerkzeuge bei numerisch gesteuerten Werkzeugmaschinen.**

Die rationelle Wahl der Schneidwerzeuge, im Sinne ihrer Verwendung mit numerischer Steuerung, nimmt die Gründung eines Systems von Schneidwerkzeugen an; folglich kann durch die Verwendung einer minimalen Zahl von wechselbaren Elementen, eine grosse Anzahl von Maschinen bedient werden. Die Schneidwerkzeuge werden folgendermassen verwendet : *SW* mit auswechselbaren Plättchen aus Legierungen oder aus Mineral-Keramik; *SW* mit optimal Geometrie für den Bereich der Verminderung der Parameter für die Zerspanung.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 614, 7 bild, 2 ref.

CD : 621.9.016 : 621.941
Badea, S. V., Rusu, S : **Der Einfluss der tehnologischen Parameter auf die Oberflächenbeschaffenheit der mit Schleifband im Feinschliffverfahren bearbeiteten Oberflächen.**

In dem Aufsatz wird der Einfluss technologischer Parameter auf die Oberflächenbeschaffenheit der mit Schleifband im Feinschliffverfahren bearbeiteten Oberflächen studiert.

Es wird die Berechnungsgleichung für die Grösse des Parameters R_a in Abhängigkeit der Störungskraft F_a und der Geschwindigkeit des Schleifbandes, v_a bei der Bearbeitung einer Kurbelwelle auf seinem zylindrischen Teil, einschliesslich der Ausrundung, in Gegenwart einer erzwungenen Schwingung des Schleifbandes aufgestellt.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 617 13 bild, 2 tab., 8 ref.

DK : 621.941
Verzea, D. : **Ergebnisse betreffend den Einfluss des Spielraums und des Klammungsmomentes des Werkzeugständers, auf die Vibratorisstabilität einer parallelen Drehbank mit ∅ 400 mm.**

Die Ergebnisse, als Folge der Versuche zur Feststellung des Einflusses des Spielraumes und des Spanmoments beim Werkzeughalter, in der Stabilität der Variationen bei der Bearbeitung auf der Drehbank SNA 400 mm, erlaubten die Festlegung der Unabhanigkeit der unterem Tiefendimension, bei der Zerspanung t_{lim} von den angeführten, veränderlichen Parametern.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 623, 3 bild, 5 ref.

DK : 621.9.001.2
Sandu, A., Benea, C. : **Thermisches Verhalten der Werkzeugmaschinen und Verringerung der thermischen Verformungen.**

Man erfährt die wichtigsten Wärmequellen und bestimmt nachher die Wärmeeausstrahlung in den Strukturelementen der Maschine. Es werden ausserdem numerische Kalkulationsprogramme sowie einige Lösungen, zur Verringerung der thermischen Verformung, entworfen.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 625, 11 bild, 1 tab., 6 ref.

DK : 621.9.001.4
Duca, M., Ursu, I., Drăgan, V., Tepeş, N. : **Analyse der Fliessgleichung durch die hydrostatischen Verfolgungssysteme.**

Die Arbeit verfolgt und verbessert auf physischen Mustern die Rechenbeziehungen des Durchflusses durch die Verfolgungsabteile der hydraulischen Systeme für die Positionierung der Maschinenwerkzeuge.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 630, 7 bild, 7 ref.

DK : 621.9.001.5
Mihăiescu, B., Medar, S., Trică, V. : **Erforschung der Anlagen für die Reinigung der Schmierlösungen bei Werkzeugmaschinen.**

Es werden zwei Ubertragungs-und Reinigungssysteme mit Schmierlösungen für Werkzeugmaschinen, sowie auch Wahlkriterien auf Grund einiger experimentellen Resultate, vorgeführt.

Construcţia de maşini, 29 1(977), Nr. 12, S 634, 4 bild, 1 tab.

DK : 621.9.621.004.64
Ionescu, A., Paraschiv, I. : **Methode zur Bestimmung des Zuverlässigkeits grades bei Werkzeugmaschinen in beschleunigtem Tempo.**

Vergleichend werden die Methoden zur Bestimmung der Zuverlässigkeit, und die Begründung der Analyssen im Laboratorium, vor der Serienproduktion studiert. Nacher führt man eine kurze Klassifizierung der experimentellen Methoden durch, Daraus erfolgt, dass die Versuche im Prüfstand rationeller sind. Auch bei diesem Zustandbetrieb, beginnen die Versuche bei der Festellung der Abhänigkeit zwischen Beanspruchungs parameter und ziel; dabei verfügt man über die Elastizitätsgesetze von Weibull, welche bei der Bestimmung der Zuverlässigkeit, gut bekannt sind. Die oben genannten Autoren beziehen diese Methode auf die Werkzeugmaschinen, indem sie den funktionellen und technologischen Standpunkt dieser, hervorheben. Diese Methode hat den Vorteil, neben der bedeutungsvolle Verringerung der Versuchszeit, den Anlagen eine nach vielen Versuchen noch unverbrauchte Reserve prezision, zu guwägrleisten.

Construcţia de maşini, 29 (1977), Nr. 12, S. 638, 6 bild, 3 ref.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 621.91.02 : 621.941

Таке, В., Власе, А.: **По отношению к определению продолжительности режущих инструментов у станков с оборотом на ступеньки.**

Когда в лаборатории отсутствуют станки с бесступенчатой коробкой передач вращения, продолжительность режущих инструментов определяется опытным путём на токарном станке SN 400, с вращением на ступенки, и выражается сквозь соотношение:: $T = \sum_{t=1}^{n} T_{ci}$

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 589, 3 таб., 5 реф.

ДК: 621.9.001.1 : 621.95.02

Елекеш, К.: **Соображения по отношению к проектированию инструментов для шпуров глубоких (без получения обратно серденика) — система Коромант.**

В первой части работы излагаются в виде краткого синтеза системы сверления и построения инструментов для глубоких шпуров.

После невбольшого анализа допускания инструментов для глубоких шпуров (без получения обратно сердечника) — системы Коромант — в виде динамики резания, представляется опытный модель расчёта и проектирования этих инструментов. Для облегчения прикладывания способы, передаётся конкретный пример проектирования инструментов для глубоких шпуров (диаметры от ∅ 20 до ∅ 43 мм)

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 591, 8 фиг., 5 таб., 20 реф.

ДК: 621.9.004.1 : 621—52

Дрэгич, Г., Иван, В. Н.: **Линейное планирование — лучше чем выпуклое напровлиание в некоторых происшествиях определения наилучших параметров разработки инструментов.**

Представляется новый метод расчёта наилучших параметров режима резания у обработки с разными идентичными инструментами. Метод использует линейное планирование.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 598, 5 фиг., 5 реф.

ДК: 621.9 : 621.91.07 : 621.882

Оанча, Н., Цыру, Е., Примия, Л.: **Профиль резцов-колёс для обтачивания болтов с шариками.**

Технология вытачивания с колесовыми-резцами улучшает обработку винтов с шариками. Определение надлежащего профили колесового-резца исполняется аналитическим путём, с помощью прикладывания теории обмотки поверхностей в конкретном случае криволинейного профили колесовых-резцов.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 601, 5 фиг., 2 таб., 3 реф.

ДК: 621.9.001.3

Елекеш, К.: **Обобщение графо-аналитического метода для уклонения радиальной интерференций у внутреннего зубчатого зацепления.**

В случае внутреннего зубчатого зацепления, из-за внедрения по радиальному направлению, вершина резца-колеса может обрезать вершину внутреннего зубчатого зацепления во время переработки.

После краткого представления аналитических состояний, в статье излагается графо-аналитический метод для уклонения радиальной интерференций в общим случае с перемещёнными профильями (у колеса для переработки и у резца — колеса).

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 604, 14 фиг., 19 реф.

ДК: 621.91.001.3

Калеа, Г.: **Определение наилучшего угла отделения у стандартных резцов-колёс.**

В работе устанавливаются соотношения с практическими накладываниями за получением наилучшей геометрии сквозь обострение, чтобы достигается стандартную точность у обработанного зубного зацепления. С помощью расчёта, доказывается что стоимость угола отделения у резцов-колёс,-неизменный в стандарте для всех измерений инструментов, равнодушно для степени обострения — не обеспечивает во всяком случае предписанные терпимости для профилей обработанных колёс.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 610, 4 фиг., 1 таб., 3 реф.

ДК: 621.91.02 : 621.9 : 621—52

Дорин, Ал.: **Особенности режущих инструмнетов использованные у станков с автоматическом управлением.**

Рациональный выбор режущих инструментов с целью действующего употребления станков с численным управлением допускает создание одной системы режущих инструментов (РИ), так как использования мельчайщего числа непостоянных элементов позволяет обслуживания к большому числу станков Рекомендируется использование: РИ с непостоянными пластинами из твёрдого сплава или минерально-керамического сплава; РИ с оптимальной геометрией для области видиоизменения параметров режима резаний.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 614, 7 фиг., 2 реф.

ДК: 621.9.016 : 621.941

Бадеа, В., Русу, Шт.: **Воздействие основных технологических параметров на шероховатость поверхности, обработанной сверхшевингованием с абразивной лентой.**

В статье рассматривается влияние технологических факторов на шероховатость обработанной поверхности при шлифовании образивными лентами. Выводятся зависимости между величиной среднего арифметического отклонения профиля R_a и возбуждающей силой F_a и скоростью ленты v_a при шлифовании коленчатого вала в присуствии вынужденных колебании образивной ленты.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 617, 13 фиг., 2 таб., 8 реф.

ДК: 621.941

Верзеа, Д.: **Некоторые результаты по отношению к влиянию величины зазоров из посадок и момента стягивания супорта на устойчивость к возбуждённых колебаний одного токарно-винторезного станка ∅ 400 мм.**

Результаты экспериментов для определения воздействия размеров перемещений из посадок и момента стягивания супорта на стабильность у появления автоколебаний в случае обработки на токарновинторезном станке SNA -400, позволяют трассировку зависимости размера глубины предела резания (t_{lim}) по сравнению с упоминаемыми, переменными, параметрами.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 623, 3 фиг., 5 реф.

ДК: 621.9.001.2

Санду, А., Бенеа, К.: **Термическое допускание станков и методы уменьшения термических деформаций.**

Локализуются ведущие термические источники и определяется уровнение разведения теплоты в элементах строения станки. Предлагается программа расчёта — численно и экспериментально проверенная — также и методы уменьшения термических деформаций.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 625, 11 фиг., 1 таб., 6 реф.

ДК: 621.9.001.4

Дука, М., Урсу, И., Дрэган, В., Цепеш, Н.: **Разложение уравнений течения сквозь выдвижные ящики гидростатических систем преследования.**

Работа анализирует и проверяет на разными образцами соотношения расчёты течения через выдвижные ящики используемые в гаидрвлических системы копирования или положения станков.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 630, 7 фиг., 7 реф.

ДК: 621.9.001.5

Михэеску, Р., Медар, С., Трикэ, В.: **Исследованя относящиеся к оборудованиям для перемещения и очистки смазывающе-охлаждающих жидкостей у станков.**

Представляются две виды оборудований для перемещения и очистки смазывающе-охлаждающих жидкостей у станков, характеристики также критерий их избрания, на оснований экспериментальных данных.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 634, 4 фиг., 1 таб.

ДК: 621.9. :621.004.64

Попеску, А., Параскив, И.: **Метод определения индикаторов предусматренной — опытной надёжности у станков сквозь испытания в принудительном ускоренном режиме.**

Анализируются сравнительно методы определения действительной и экспериментальной надёжнотси и обоснование осуществления таких лабораторных установлений, прежде выпуска серийного производства.

Используется потом краткую классификацию методов экспериментирования, из которых проистекает что эксперименты с стендами испытаиний — рациональнее.

Эксперименты начинают с определением зависимости между параметром ходатайства и время,используя эластичность трипараметрического закона Вэибула. Авторы подробно описывают метод у станков, выявляют функциональный и технологический вид их надёжности. Метод убавляет время испытании содержательно, и обеспечивает оборудования большой резерв точности.

Construcţia de maşini, 29 (1977), н. 12, стр. 638, 6 фиг., 3 реф.

CZ : 621.91.02 : 621.941

Cu privire la determinarea durabilităţii sculelor aşchietoare la strungurile cu turaţii în trepte

Prof. dr. ing. Voicu TACHE, asist. ing. Aurelian VLASE – Institutul politehnic Bucureşti, catedra Tehnologia construcţiei de maşini

Printre încercările de aşchiere destinate unor scopuri practice, cercetarea durabilităţii sculelor reprezintă o problemă deosebit de dificilă, datorită pregătirii deosebite a condiţiilor de aşchiere, a consumului de timp şi de material [3, 4, 5].

În cadrul pregătirii condiţiilor de lucru, o cerinţă de prim ordin o constituie folosirea unor maşini-unelte înzestrate cu variatoare continue de turaţii. Întrucît laboratoarele nu dispun de astfel de maşini-unelte, lucrarea de faţă prezintă metodologia şi rezultatele experimentale privind durabilitatea sculelor aşchietoare obţinute, pe un strung *SN* 400 cu turaţii în trepte, în laboratorul catedrei Tehnologia construcţiei de maşini de la Institutul politehnic Bucureşti.

Pentru determinarea durabilităţii sculei aşchietoare, prin metoda clasică, este necesar, printre altele, a se păstra constanţi parametrii regimului de aşchiere : *t*, *s* şi *v*. Deoarece la folosirea strungurilor cu turaţii în trepte viteza de aşchiere variază în momentul trecerii de la o treaptă la alta (prin micşorarea diametrului piesei), s-au efectuat încercări de rezolvare a problemei, în cazul folosirii aceleiaşi maşini – unelte [1, 2].

în care coeficientul *K* depinde de raportul dintre valorile minime şi maxime reale, ale vitezei de aşchiere (în limitele experimentărilor). Valorile orientative ale coeficientului *K* pentru cuţitele din oţel rapid (k_r) şi pentru cele armate cu plăcuţe din carburi metalice dure (K_d) sînt înscrise în tabelul 1.

4. Se calculează durata corectă a fiecărei treceri T_{ci}, cu relaţia :

$$T_{ci} = T_i \cdot K_{Ti} \tag{2}$$

unde K_{Ti} este coeficientul de corecţie a duratei de trecere ;

$$K_{Ti} = K_{vi}^{m_{1m}}, \tag{3}$$

în care :

$$K_{vi} = \frac{v_i \text{ (viteza trecerea i)}}{v_m \text{ (viteza medie probabilă)}} \tag{4}$$

şi

$$m_{1m} = \frac{1}{m},$$

unde, *m* reprezintă exponentul mediu al durabilităţii din relaţia lui Taylor $\left(v = \dfrac{c}{T^m}\right)$.

Tabelul 1

v_{min} / v_{max}	0,82	0,82	0,84	0,86	0,88	0,90	0,92	0,94	0,96	0,98	1,0
K_r	0,94	0,945	0,950	0,952	0,957	0,960	0,965	0,975	0,980	0,990	1,0
K_d	0,93	0,935	0,940	0,945	0,950	0,955	0,960	0,970	0,980	0,990	1,0

În cele ce urmează se prezintă metodologia de experimentare :

1. Se stabileşte turaţia axului principal n_1, astfel încît aceasta să asigure o viteză de aşchiere apropiată de cea impusă ;

2. La experimentare se foloseşte turaţia n_1 pînă ce schimbarea vitezei de aşchiere este impusă de valoarea raţiei φ a progresiei geometrice a treptelor turaţiilor strungului. Din acest moment se va lucra cu turaţia $n_2 = n_1 \cdot \varphi$. Ca rezultat al experimentărilor se obţin date asupra duratei mai multor treceri succesive ($T_1, T_2, \ldots, T_i, \ldots, T_n$), corespunzătoare vitezelor de aşchiere ($v_1, v_2, \ldots, v_i, \ldots, v_n$) ;

3. Se calculează valoarea vitezei medii probabile cu relaţia :

$$v_m = K v_{max}, \tag{1}$$

Valorile recomandate pentru m_{1m} sînt : pentru scule cu plăcuţe din carburi metalice $m_{1m} = 4$, iar pentru cele din oţel rapid $m_{1m} = 6{,}5$ [1].

În felul acesta, durabilitatea sculei aşchietoare se poate exprima cu relaţia :

$$T = \sum_{i=1}^{n} T_{ci} \tag{6}$$

Condiţiile de aşchiere folosite în timpul experimentărilor au fost :

— maşina-unealtă : strung SN 400 cu turaţii în trepte ;
— materialul sculei aşchietoare : oţel rapid R_{p3}, cu duritatea HRC = 62 ;
— materialul prelucrat : OLC, recopt la duritatea HB = 190 ;
— parametrii geometrici ai sculei aşchietoare : $\gamma = 10°$; $\alpha = 10°$; $\alpha_1 = 8°$; $\varkappa = 90°$; $\varkappa_1 = 10°$ şi $r = 1$ mm ;

— parametrii regimului de aşchiere : $t = 2$ mm ; $s = 0{,}10$ mm/rot, iar vitezele de aşchiere au variat, de la o treaptă la alta, conform datelor din tabelele 2 şi 3 ;

— s-a lucrat fără sfărîmător de aşchii şi s-a utilizat ca lichid de răcire-ungere, emulsie 20 %.

Pentru a se crea o bază de verificare a rezultatelor experimentale, anterior, au fost efectuate cîteva determinări pentru a se obţine durabilitatea prin metoda clasică. În acest sens, pentru a menţine viteza de aşchiere constantă, au fost utilizate cîteva valori mai mari ale vitezei de aşchiere, încît scula să se uzeze la o singură trecere. Astfel, pentru o treaptă de turaţii, la una din încercări, au rezultat datele cuprinse în tabelul 2.

Tabelul 2

Diametrul piesei, în mm	Lungimea trecerii, în mm	Turaţia axului principal în rot/min	Viteza de aşchiere, în m/min	Durabilitatea sculei, în min
Ø 82	850	305	78,5	26,2

Păstrînd constante toate condiţiile de aşchiere, inclusiv bara de prelucrat şi aceeaşi parte aşchietoare a sculei, reascuţită la aceleaşi valori ale parametrilor geometrici, în continuare s-a trecut la prelucrarea în trepte, pe lungimi mai reduse şi cu viteze diferite. În tot timpul determinărilor, a fost adoptat drept criteriu de uzură, uzura catastrofală, care se produce instantaneu, conform normelor ISO/TC 29/WG 22. Rezultatele obţinute experimental sînt cuprinse în tabelul 3.

Tabelul 3

Numărul trecerii, i	Diametrul piesei, în mm	Lungimea trecerii, în mm	Turatia axului principal, în rot/min.	Viteza de aşchiere, în m/min.	Durata trecerii T_i în min.	$K_{vi} = \frac{V_i}{V_m}$	$K_{Ti} = K^m_{vi}$	$T_{ci} = T_i \cdot K_{Ti}$
1	74	397	305	70,8	13,00	1,004	1,030	13,40
2	70	397	305	67,0	13,00	0,950	0,720	9,35
3	66	397	305	63,1	13,00	0,895	0,488	6,34
4	62	397	380	74,0	10,45	1,050	1,390	14,53
5	58	277	380	69,1	7,28	0,980	0,888	6,47

Durabilitatea sculei aşchietoare : $T = \sum_{i=1}^{5} T_{ci} = 50{,}09$ min

Raportul vitezelor : $\frac{v_{\min}}{v_{\max}} = \frac{63{,}1}{74{,}0} = 0{,}85$

Viteza medie probabilă : $v_m = K_r\, v_{\max}\ 0{,}951 \times 74 = 70{,}5$ m/min

Valorile prezentate în ultimele trei coloane din tabelul 3 au fost calculate conform metodologiei expuse.

Pentru a se verifica eroarea de determinare a durabilităţii sculelor aşchietoare prin procedeul lucrului cu viteze diferite, se calculează durabilitatea sculei prin acest procedeu, corespunzătoare vitezei medii probabile, $v_m = 78{,}5$ m/min şi se compară cu durabilitatea reală înscrisă în tabelul 2. Pentru aceasta este necesar a fi rezolvat următorul sistem de ecuaţii :

$$\begin{cases} 78{,}5 = \dfrac{C}{T^{\frac{1}{6{,}5}}} \\ 70{,}5 = \dfrac{C}{50{,}09^{\frac{1}{6{,}5}}} \end{cases} \tag{7}$$

Prin rezolvarea sistemului (7) se obţine :

$$T = 24{,}8 \text{ min}$$

Eroarea ΔT, în procente, a durabilităţii sculei, va fi :

$$\Delta T\,\% = \frac{T_{real} - T}{T_{real}}\, 100\,\% = \frac{26{,}2 - 24{,}8}{26{,}2}\, 100\,\% = 5{,}34\,\%, \tag{8}$$

iar eroarea Δv, în procente, a vitezei de aşchiere, va rezulta din :

$$\frac{v_1}{v_2} = \left(\frac{T_2}{T_1}\right)^m,$$

sau,

$$\frac{v_1}{v_2} = \left(\frac{26{,}2}{24{,}2}\right)^{\frac{1}{6{,}5}} = 1{,}008$$

de unde,

$$\Delta v\,\% = \frac{v_1 - v_2}{v_1}\, 100\,\% = \frac{1{,}008 - 1}{1{,}008}\, 100\,\% = 0{,}79\,\%, \tag{9}$$

deci, o eroare foarte mică, de sub 1 %.

În concluzie, deşi laborios, acest procedeu rezolvă în mod corespunzător problema determinării durabilităţii sculelor aşchietoare în orice laborator, cu folosirea maşinilor-unelte prevăzute cu turaţii în trepte. Prin calculul erorilor a rezultat o precizie acceptabilă.

Evident că, un laborator de cercetare a durabilităţii sculelor aşchietoare trebuie utilat cu maşini-unelte care să asigure o viteză constantă în timpul aşchierii, altfel calculele consumă un mare volum de timp. În acest sens, este de subliniat că o serie de calcule pentru întocmirea tabelului 3 nu au fost incluse în lucrare, neprezentînd importanţă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Brahman, L.A.* : Încercările de durabilitate ale cuţitelor la maşinile-unelte cu turaţia etajată a arborelui principal. Vestnik maşinostroeniia, 43, nr. 6, iun. 1963.

[2] *Kondratov, A.S.* : Determinarea experimentală a relaţiei între viteza de aşchiere şi durabilitate la aşchiere. Vestnik maşinostroeniia, nr. 2, 1961.

[3] *Lăzărescu, I.* : Teoria aşchierii metalelor şi proiectarea sculelor. E.D.P., Bucureşti.

[4] *Enache, St.* : Tehnologia acuţirii şi netezirii sculelor aşchietoare, Vol. I şi II, Ed. tehnică, 1973.

[5] *Enache, St.* : Studiul uzurii pentru cuţite din oţel rapid şi armate cu plăcuţe din carburi metalice. Construcţia de maşini, nr. 11, 1973.

CZ : 621.9.001.1 :621.95.02

Consideraţii privind proiectarea sculelor pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) sistem COROMANT

Ing. Carol ELEKES — Întreprinderea de strunguri ARAD

Generalităţi

În construcţia maşinilor-unelte cele mai reprezentative piese cu găuri adînci sînt cele din grupa axelor principale. Prelucrarea găurilor adînci este cea mai dificilă operaţie tehnologică, deoarece necesită o serie de condiţii ca : rectilinietatea înaintării sculei, evacuarea forţată a aşchiilor care se degajează, rigiditatea torsională şi axială a sistemului (sculă-tijă, portsculă), rezistenţă la uzură şi la solicitările termice (cu răcire asigurată), precizia (macro şi microgeometrică) găurii prelucrate, productivitatea găuririi. În principiu, sculele pentru găuri adînci pot fi :

— fără recuperarea miezului, unde tot materialul din gaură se evacuează sub formă de aşchii (găurire din plin), denumite în literatura de specialitate, „VOLLBOHRER" ;

— cu recuperarea miezului (găurire inelară) denumite în literatura de specialitate „KERNBOHRER".

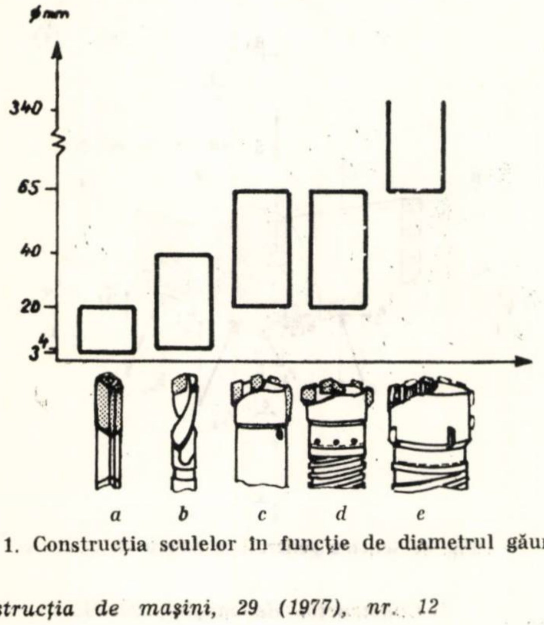
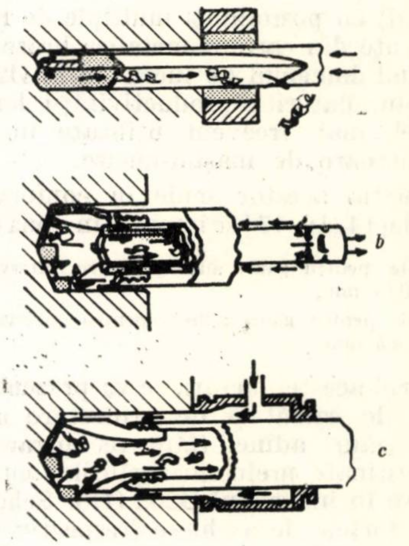


Fig. 1. Construcţia sculelor în funcţie de diametrul găurii.

În general, găurile cu diametre peste Ø65 mm se pretează la găuriri inelare, permiţînd posibilitatea recuperării miezului pentru alte repere. Cele mai cunoscute construcţii de scule pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) în funcţie de domeniul de utilizare (diametrul găurii) [17] sînt prezentate în figura 1.

La prelucrarea găurilor din plin, în funcţie de circuitul lichidului de „răcire-evacuare" a sculelor în conformitate cu figura 2, se cunosc trei sisteme de găurire [17] :



Fi 2. Sistemele de găurire.

— **găurire cu un singur tăiş** (Einlippenbohren) conform figurii 2 a. La acest sistem lichidul de răcire se transmite prin interiorul sculei, iar evacuarea aşchiei are loc în exterior Sculele care fac parte din acest sistem sînt reprezentate în figurile : 1 a (cu canale drepte) şi 1b (cu canale elicoidale) ;

— **sistem Ejector** (Ejectorbohren) prezentat în figura 2 b. La acest sistem lichidul de răcire pătrunde în interiorul sculei, evacuarea așchiei are loc de asemenea în interior. O particularitate a acestui sistem este realizarea unei subpresiuni în camera din față a sculei facilitînd astfel evacuarea așchiei. Scula corespunzătoare acestui principiu este prezentată în figura 1 d : deși este o construcție cu plăcuțe brazate, are dezavantajul că permite un număr foarte mic de reascuțiri ;

— **sistemul BTA** (Boring and Trepanning Association) conform figurii 2c. La acest sistem lichidul de răcire pătrunde în exteriorul sculei, iar transportul așchiilor se face în interior ;

conform săgeții din figura 4, realizată de momentul motor M_m (în planul yOz) în jurul punctului O, (în realitate semifabricatul se rotește) cele trei plăcuțe așchietoare a sculei (pozițiile 1,2,3,) în mișcarea lor circulară degajează toată cantitatea de material în interiorul cercului cu diametrul d.

Pentru a impiedica devierea sculei, la unghiurile β_1 și β_2 sînt dispuse două plăcuțe de ghidare (pozițiile I și II).

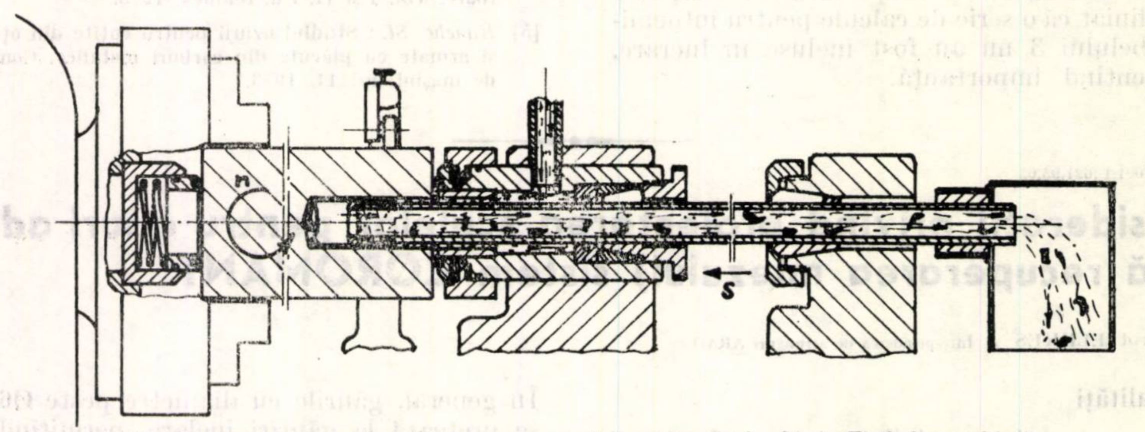


Fig. 3. Construcția și principiul de lucru a mașinii pentru găuri adînci (Tiefbohrmaschine).

sculele din figura 1 c (cu plăcuțe din carburi metalice brazate și cu posibilități multiple de reascuțire) și sculele din figura 1 e (cu plăcuțe cu fixare mecanică, T—MAX BOHRER sînt cele mai frecvent utilizate. În toate cele trei cazuri, lichidul pătrunde în zona de așchiere cu presiune mare exercitînd răcirea, ungerea și evacuarea așchiei. Construcția și principiul de lucru ale unei mașini pentru găuri adînci „Tiefbohrmaschine" lucrînd în sistemul B.T.A. de găurire (cu rotirea semifabricatului și avansarea sculei) sînt reprezentate în figura 3.

Sculele pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) cu posibilități multiple de reascuțire, cu plăcuțe din carburi metalice brazate (figura 1c) avînd domeniul de lucru de la Ø20 mm la Ø65 mm, datorită productivității lor ridicate sînt cel mai frecvent utilizate în industria constructoare de mașini-unelte.

Construcția acestor scule în conformitate cu lucrările [14, 16, 17] se împarte în două categorii :

— scule pentru găuri adînci, pentru intervalul Ø20... Ø43 mm,

— scule pentru găuri adînci, pentru intervalul Ø43... Ø65 mm.

În cadrul acestei lucrări, se va prezenta metoda rapidă de calcul și de proiectare a sculelor pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului), destinate prelucrării găurilor cu diametre cuprinse în intervalul Ø20...Ø43. Schema generală și forțele de așchiere (respectiv de reacțiune) care acționează asupra acestei scule în procesul de găurire, sînt reprezentate în figura 4. În cele ce urmează se efectuează o scurtă analiză a comportării sculei pentru găuri adînci sub aspectul dinamicii de așchiere.

Efectuînd o mișcare de avans S (după axa Ox) și o mișcare de rotație relativă cu turație n,

Ca urmare a pătrunderii în material a sculei într-o mișcare de rototranslație apar următoa-

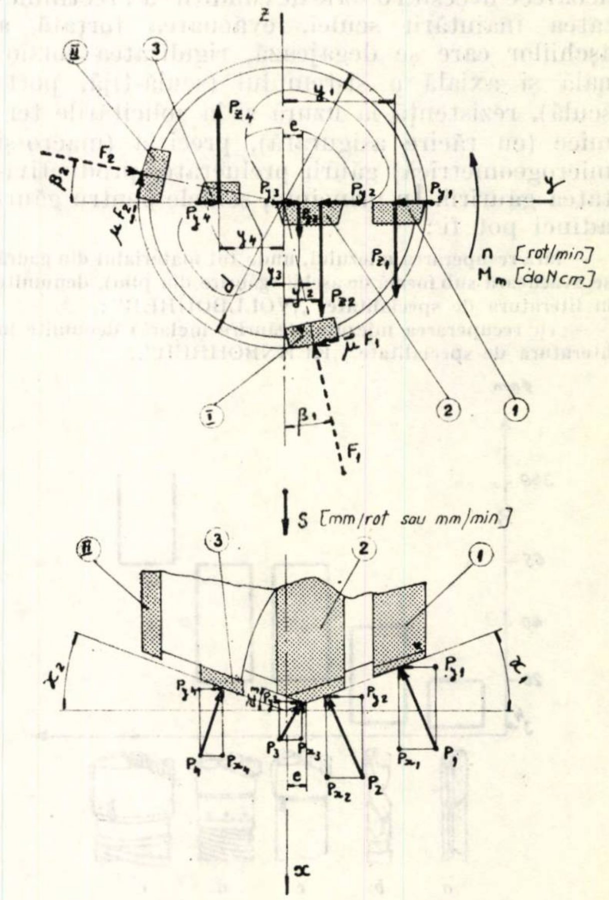


Fig. 4. Schema generală și forțele de așchiere.

rele componente a forței de așchiere (figura 4):

— componenta principală de așchiere $P_z = \Sigma P_{zi}$ [daN] (1)
— componenta radială de așchiere, $P_y = \Sigma P_{yi}$ [daN] (2)
— componenta de avans $P_x = \Sigma P_{xi}$ [daN] (3)

Pentru realizarea mișcării de rotație, memen-tul motor va fi mai mare ca momentul rezis-tent (compus din momentul de așchiere Ma și de frecare M_f) astfel:

$$M_m > M_a + M_f = \Sigma y_i P_{zi} + \frac{d}{2}\mu(F_1 + F_2) \quad [\text{daN.mm}] \quad (4)$$

De asemenea forța motrice de avans P_m, va fi mai mare ca forța de așchiere de avans P_x, adică;

$$P_m > P_x = \Sigma P_{xi} \quad (\text{daN}] \quad (5)$$

Făcînd abstracție de mișcare de avans, în planul yOz, a sistemului de referință rectangular ($xOyz$) scula pentru găuri adînci are un singur grad de libertate (posibilitatea de rotație în jurul axei Ox), astfel sistemul de forțe care acționează asupra sculei trebuie să satisfacă următoarele ecuații de echilibru [2,8, 9, 11]:

$$\Sigma y = 0; \quad F_2(\cos\beta_2 + \mu\sin\beta_2) - F_1(\sin\beta_1 + \mu\cos\beta_1) - \Sigma P_{yi} = 0 \quad (6)$$

$$\Sigma Z = 0; \quad F_1(\cos\beta_1 - \mu\sin\beta_1 + F_2(\mu\cos\beta_2 - \sin\beta_2) - \Sigma P_{zi} = 0 \quad (7)$$

$$\Sigma M_0 \neq 0; \frac{d}{2}\mu(F_1 + F_2) + \Sigma y_i P_{zi} \neq 0 \quad (8)$$

în care F_1 și F_2, sînt reacțiunile normale în dreptul plăcuțelor de ghidare și μF_1. μF_2, sînt forțele de frecare în dreptul plăcuțelor de ghidare.

Se menționează că în valoarea forțelor de așchiere a plăcuței poziția 1, P_{y1} și P_{z1} se includ și frecările care au loc între această plăcuță și peretele găurii.

Pentru realizarea cerinței de echilibru a sculei (cu posibilitatea de rotație în jurul punctului 0) exprimată sub formă analitică (6,7,8), este necesar ca rezultanta sistemului de forțe să fie nulă, ceea ce rezultă și pe cale grafică din poligonul forțelor (figura 5).

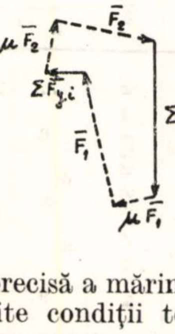


Fig. 5. Poligonul forțelor.

Evaluarea precisă a mărimii forțelor de așchiere, în anumite condiții tehnologice concrete de așchiere, este foarte greoaie, datorită complexității și multitudinii fenomenelor și a parametrilor procesului de găurire.

Datorită deosebitei complexități a prelucrării găurilor adînci, construcția și forma actuală a sculelor (pentru găuri adînci), sînt rezultatele a nenumăratelor experimentări și încercări.

Proiectarea sculelor pentru găuri adînci (pentru intervalul de diametre ∅20···∅43mm)

În construcția mașinilor-unelte, fiind vorba de prelucrarea găurilor adînci în oțel, parametrul inițial cel mai important, diametrul de lucru a sculei pentru găuri adînci se calculează cu relația (figura 6);

$$d = \left[D + \left(\frac{3}{4} \cdots \frac{2}{3}\right) A_{SD}\right] - a_{id} \quad [\text{mm}] \quad (9)$$

în care:

D — diametrul nominal (și minim) a găurii de prelucrat:
A_{sD}— abaterea superioară al diametrului D.

Ca valoare, abaterea inferioară de execuție a diametrului sculei, a_{id} se încadrează în cîmpul de toleranță $h6$ (conform STAS 8104—68).

În vederea elaborării unui model de calcul și de proiectare se vor determina pe rînd toate elementele constructive ale sculei pentru găuri adînci, făcîndu-se referire la desenul de execuție din figura 6.

Excentricitatea vîrfului sculei în raport cu axa de simetrie, pentru intervalul de diametre Ø20 . . .43 mm se alege din tabelul 1 . [16].

Tabelul 1

Valorile excentricității vîrfului sculei

Diametrul sculei Peste pînă la	e
20,0 . . . 28,7	3,0
28,7 . . . 39,6	3,5
39,6 . . . 43,0	4,5

În scopul asigurării pătrunderii cantității necesare de lichid de răcire în zona de așchiere, diametrele exterioare (figura 6) ale corpului sculei pentru găuri adînci se determină cu relațiile:

$$d_e = [d - (2 \ldots 3)] - a_{ide} \quad [\text{mm}] \quad (10)$$

în care abaterea inferioară a_{ide} se încadrează în cîmpul de toleranță $h9$ (conform STAS 8104—68), iar

$$d_c = [d_e - (0{,}5 \ldots 1{,}5)] - a_{idc} \quad [\text{mm}] \quad (11)$$

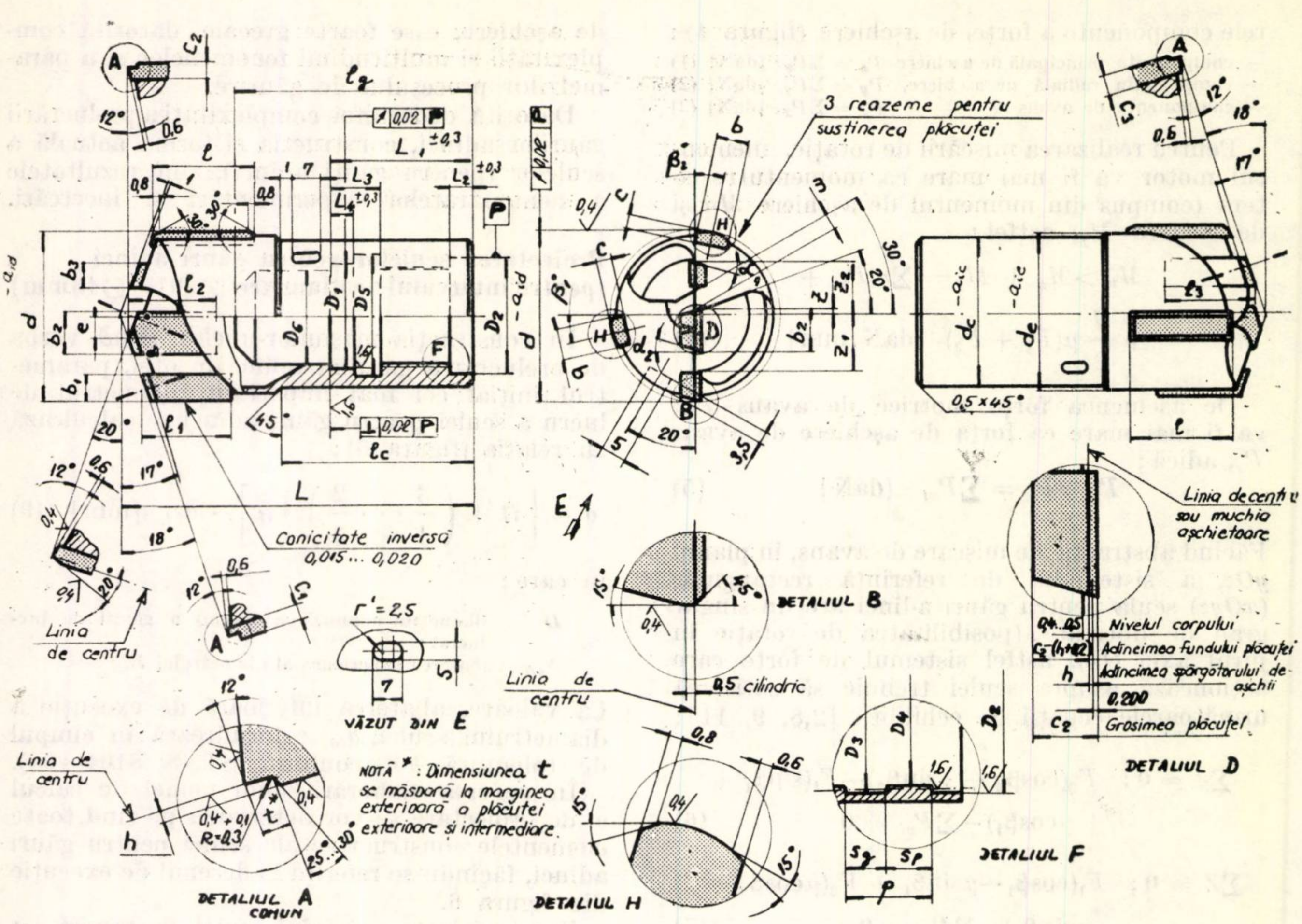


Fig. 6. Desenul de execuție a sculei pentru găuri adînci, sistem Coromant.

în care abaterea inferioară, a_{idc} se încadrează în cîmpul de toleranță $h9$ (conform STAS 8104–68).

Lungimile caracteristice sculei conform figurii 6 se calculează cu relațiile:

– lungimea totală $L = (2{,}45\ .\ .\ .\ 2{,}85)d$ [mm] (12)

– lungimea găurii $l_g = (1{,}65\ .\ .\ .\ 2{,}05)d$ [mm] (13)

– lungimea cozii $l_c = (1{,}40\ .\ .\ .\ 1{,}90)d$ [mm] (14)

în care coeficienții mici se utilizează în cazul diametrelor mari, iar coeficienții mari în cazul diametrelor mici (intervalul Ø 20 . . Ø43 mm). Pentru asigurarea unei rezistențe suficiente a sculei în zona de așchiere cota „m" se alege în funcție de diametrul sculei:

$m = 3$ mm, pentru $d = 20\ .\ .\ .\ 32$ mm;
$m = 4$ mm, pentru $d = 32\ .\ .\ .\ 43$ mm.

Dimensiunile și grupele de utilizare (calitatea) plăcuțelor așchietoare și a celor de ghidare se aleg din tabelul 2.

Tabelul 2

Recomandări pentru dimensiunile și grupele de utilizare a plăcuțelor

Intervalul de iametre	Plăcuțe așchietoare												Plăcuță de ghidare			
	Plăcuță exterioară poz 1			calitate	Plăcuță centrală poz. 2			calitate	Plăcuță intermediară poz. 3			calitate	Plăcuțele poz. I, II			calitate
d	b_1	c_1	l_1		b_2	c_2	l_2		b_3	c_3	l_3		b	c	l	
20 ... 30	4,5... 6	4	12... 16	P 30 STAS 6374 – 61	6... 8	4	12... 16	P 40 STAS 6374 – 61	4... 5	4	12... 16	P 30 STAS 6374 – 61	5... 6	2,5... 3	18... 22	P 40 STAS 6374 – 61
30 ... 36	6... 6,5	4... 5	16... 20		8... 9,5	4... 5	16... 20		5... 6	4... 5	16... 20		6... 8	3... 4	22... 28	
36 ... 43	6,5... 8	5	20... 24		9,5... 10	5	20... 24		6... 7	5	20... 24		8... 9	4... 4,5	28... 34	

Dimensiunile locaşurilor pentru plăcuţele aşchietoare şi ale celor de ghidare în corpul sculei corespund cu dimensiunile plăcuţelor respective. La proiectarea sculelor se va ţine cont de dimensionarea corespunzătoare a cavităţilor necesare evacuării aşchiei.

Pentru a mări fiabilitatea sculelor în cazul ştirbirilor la marginea plăcuţelor aşchietoare, se recomandă ca în mişcarea de rotaţie plăcuţele să aibă o acoperire suficientă, exprimată prin următoarele relaţii matematice :

$$Z = 1 \ldots 1{,}5 \tag{15}$$

$$Z_2 = Z_1 + (0{,}75 \ldots 1{,}00) \tag{16}$$

$$b_2 - Z = Z_2 - b_3 + (0{,}75 \ldots 1{,}00) \tag{17}$$

După cum rezultă din construcţia sculei (figura 6) şi din lungimile plăcuţelor aşchietoare şi de ghidare (tabelul 2), această formă este adecvată pentru un număr relativ mare de reascuţiri, ceea ce reprezintă unul din avantajele construcţiei.

Datorită sistemului de evacuare a aşchiei, în cazul prelucrării găurilor adînci, o importanţă deosebită are ruperea aşchiei. În acest scop plăcuţele aşchietoare vor fi prevăzute cu spărgătoare de aşchii [12, 16], indicate în tabelul 3.

Aceste valori teoretice ale spărgătoarelor de aşchii recomandate pentru prelucrarea oţelurilor (tabelul 3), în anumite cazuri extreme ale durităţii materialelor de prelucrat, se modifică :

– în cazul oţelurilor moi, „t" se micşorează,

– în cazul oţelurilor tari, „t" se măresc.

Poziţia plăcuţelor de ghidare, se determină cu ajutorul unghiurilor de poziţie, care au următoarele valori :

$$\beta_1 = 10° \ldots 11° \text{ şi } \beta_2 = 6° \ldots 12°$$

Tabelul 3

Valori recomandate pentru dimensiunile degajului de rupere a aşchiei (în cazul prelucrării oţelului)

Diametrul sculei (Peste ... pînă la)	$t^{+0,1}$	$h^{+0,1}$
20,0 ... 24,1	1,3	0,4
24,1 ... 28,7	1,4	0,4
28,7 ... 36,2	1,5	0,4
36,2 ... 39,6	1,6	0,5
39,6 ... 43,0	2,0	0,5

Dimensiunile constructive ale părţii filetate interioare a sculei pentru găuri adînci [15] sînt redate în tabelul 4.

Tabelul 4

Dimensiunile constructive ale părţii filetate interioare a sculei

Diametrul sculei	D_1 (H7)	D_2 (H7)	D_3 (B11)	D_4 (H11)	D_5 (B11)	D_6	P	S_p Nom.	S_p Abat.	S_g Nom.	S_g Abat.	L_1	L_2	L_3	L_4
20,0 ⩽ d < 21,8	14,5	16,5	16,4	14,6	16,4	12									
21,8 ⩽ d < 24,1	16	19	18,5	16,5	18,5	13			−0,3		+0,3				
24,1 ⩽ d < 26,4	17	20	19,5	17,5	19,5	14	10	4,8		5,2		25	3	10	4
26,4 ⩽ d < 28,7	19	22	21,5	19,5	21,5	15,5									
28,7 ⩽ d < 31,0	21	24	23,5	21,5	23,5	17									
31,0 ⩽ d < 33,3	23	26	25,5	23,5	25,5	18,5									
33,3 ⩽ d < 36,2	24	27	26,5	24,5	26,5	20									
36,2 ⩽ d < 39,6	27	30	29,5	27,5	29,5	23									
39,6 ⩽ d < 43,0	30	33	32,5	30,5	32,5	25,5									
43,0 ⩽ d < 47,0	34	37	36,5	34,5	36,5	28			−0,5		+0,5				
47,0 ⩽ d < 51,7	37	41	40,5	37,5	40,5	31	20	9,8		10,2		40	5	17	5
51,7 ⩽ d < 56,2	40	44	43,5	40,5	43,5	35									
56,2 ⩽ d < 61,2	45	49	48,5	45,5	48,5	39									
61,2 ⩽ d < 65	49	53	52,5	49,5	52,5	43									

Formă constructivă și dimensiunile părții filetate exterioare a tijei port-sculă [14, 15, 17, 19] sînt redate în figura 7 și tabelul 5.

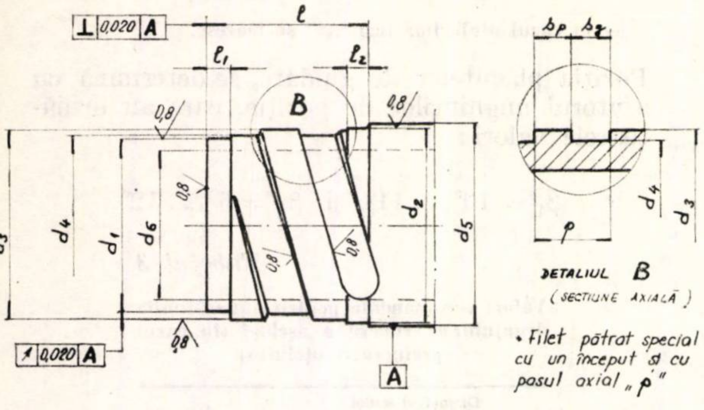


Fig. 7. Partea filetată a tijei port-sculă.

rînd geometria așchietoare și toate elementele constructive ale sculei;

— diametrul de așchiere, $d = D + \left(\frac{3}{4} \ldots \frac{2}{3}\right) A_{SD} = 36 + \frac{3}{4} \cdot 0{,}4 = 36{,}3$ mm cu abatere inferioară $a_{id} = -0{,}016(h6)$

— diametrele exterioare $d_e = d-(2 \ldots 3) = 36-2{,}5 = 33{,}5$ mm, cu abatere inferioară $a_{ide} = -0{,}062$ (h9) și $d_c = d_e - (0{,}5 \ldots 1{,}5) = 33{,}5-1 = 32{,}5$ mm, cu abatere inferioară $a_{idc} = -0{,}062$ (h9).

Excentricitatea vîrfului sculei, $e = 3{,}5$ mm se alege din tabelul 1.

Lungimile de gabarit a sculei se calculează cu relațiile:

— lungimea totală: $L = (2{,}45 \ldots 2{,}85)d = 2{,}5 \cdot 36{,}3 \cong 90$ mm
— lungimea găurii: $l_g = (1{,}65 \ldots 2{,}05)d = 1{,}7 \cdot 36{,}3 \cong 62$ mm
— lungimea cozii: $l_c = (1{,}40 \ldots 1{,}90)d = 1{,}45 \cdot 36{,}3 \cong 53$ mm

Tabelul 5

Dimensiunile constructive ale părții filetate a tijei port-sculă

Diametrul sculei	d_1 (g6)	d_2 (g6)	d_3 (d9)	d_4 (d9)	d_5	d_6	P	s_p Nom.	s_p Abat.	s_g Nom.	s_g Abat.	l	l_1	l_2
20,0 ⩽ d < 21,8	14,5	16,5	16,4	14,6	18	12								
21,8 ⩽ d < 24,1	16	19	18,5	16,5	20	13			−0,05		+0,05			
24,1 ⩽ d < 26,4	17	20	19,5	17,5	22	14								
26,4 ⩽ d < 28,7	19	22	21,5	19,5	24	15,5	10	4,95		5,05		26	5	3
28,7 ⩽ d < 31,0	21	24	23,5	21,5	26	17								
31,0 ⩽ d < 33,3	23	26	25,5	23,5	28	18,5								
33,3 ⩽ d < 36,2	24	27	26,5	24,5	30	20								
36,2 ⩽ d < 39,6	27	30	29,5	27,5	33	23								
39,6 ⩽ d < 43,0	30	33	32,5	30,5	36	25,5			−0,05		+0,05			
43,0 ⩽ d < 47,0	34	37	36,5	34,5	39	28	20	9,95		10,05		41	6	5
47,0 ⩽ d < 51,7	37	41	40,5	37,5	43	31								
51,7 ⩽ d < 56,2	40	44	43,5	40,5	47	35								
56,2 ⩽ d < 61,2	45	49	48,5	45,5	51	39								
61,2 ⩽ d < 65	49	53	52,5	49,5	56	43								

Exemplu

Se cere găurirea din plin și dintr-o trecere a axului principal al unui strung avînd un alezaj $D^{+A_{SD}} \times L_p = 36^{+0,4} \times 950$, pe mașină pentru găuri adînci VDF model B3SN [20]. Știind că materialul axului principal este *OLC 45* (îmbunătățit la $\gamma r = 65 \ldots 75$ kgf/mm²) să se proiecteze o sculă pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) sistem Coromant.

Rezolvare

În conformitate cu modelul de calcul prezentat în prima parte a lucrării, se determină pe

Dimensiunile și grupele de utilizare a plăcuțelor se aleg din tabelul 2. În continuare se verifică relațiile [15, 16, 17]:

$$Z = 1{,}5.$$

$$Z_2 = Z_1 + 1 = 11{,}65 + 1 = 12{,}65$$

$$b_2 - Z = Z_2 - b_3 + (0{,}75 \ldots 1); \quad 9{,}0-1{,}5 = 12{,}65-6 + 0{,}85$$

Mărimile spărgătoarelor de așchii se aleg din tabelul 3. Dimensiunile părții filetate interioare

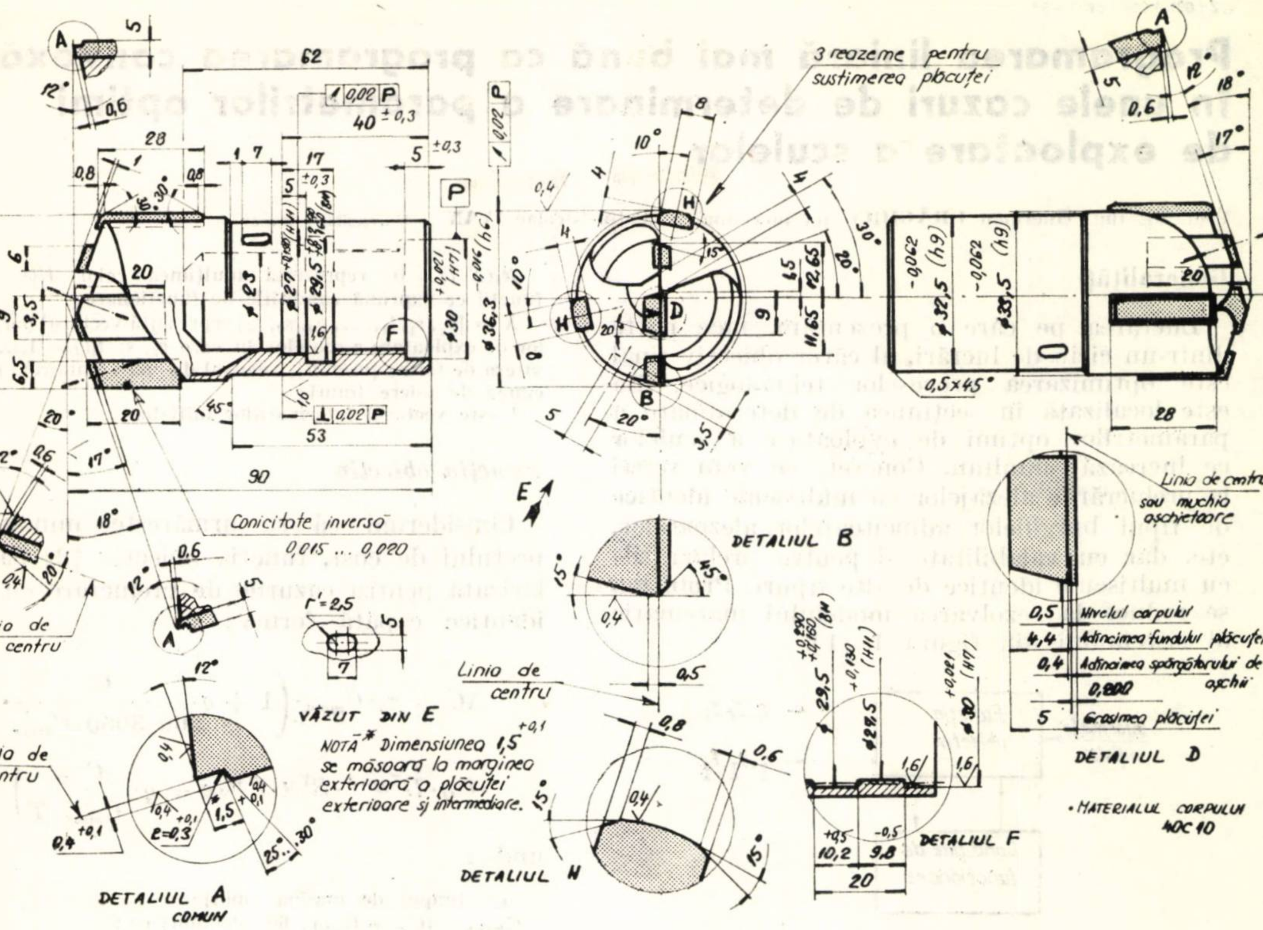


Fig. 8. Desenul de execuție a sculei pentru găuri adînci, sistem Coromant.

a sculei se iau din tabelul 4. Desenul de execuție a sculei pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) sistem Coromant este prezentat în figura 8.

Concluzii

● **In scopul asigurării unei așchieri productive și a unei calități superioare a suprafețelor prelucrate în cazul găurilor adînci, este necesară executarea riguroasă a geometriei așchietoare, a rugozităților și a condițiilor tehnice prevăzute la sculele pentru găuri adînci prezentate în această lucrare.**

● **Evacuarea forțată a așchiei fiind o cerință primordială a prelucrării găurilor adînci, în cazul utilizării sculelor, sistem Coromant, se recomandă ca ruperea corespunzătoare a așchiei să se obțină la ascuțire și reascuțire, prin mărirea (în cazul materialelor dure) și prin micșorarea (în cazul materialelor moi) lungimii spărgătoarelor de așchii „t" față de mărimile teoretice prezentate în tabelul 3.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Alexeev, G. A ș.a.* : Calculul și construcția sculelor așchietoare, Editura Tehnică, București, 1953.

[2] *Atanasiu, M.* : Mecanică, Editura didactică și pedagogică, București, 1973.

[3] *Enache ,St.* : Proiectarea și tehnologia sculelor așchietoare, Editura didactică și pedagogică, București.

[4] *Bakondi, K., Kardos, A.* : A gépgyártás technologiája, vol. I, Budapest, 1966.

[5] *Kálmán, T. ș.a.* : Fémforgácsobó szersámók, Budapest, 1969.

[6] *Lăzărescu, I. D.* : Calculul și construcția sculelor așchietoare, Editura Tehnică, București, 1961.

[7] *Lăzărescu, I. D.* : Teoria așchierii metalelor și proiectarea sculelor, Editura didactică și pedagogică, București, 1964.

[8] *Rădoi, M., Deciu, E., Voiculescu, D.* : Curs de mecanică statică și cinematică, (litografiat), București, 1973.

[9] *Ripeanu, A.* : Mecanica solidului rigid, Editura Tehnică, București.

[10] *Sauer, L.* : Proiectarea sculelor, Editura didactică și pedagogică, București, 1967.

[11]] *Vîlcovici. V., Bălan, St.*, : Mecanică teoretică (ediția a treia), Editura Tehnică, București, 1968.

[12] *Szécsi, L.* : Gépipari szerszámók készitése, Budapest.

[13] x x x : Prospekt, V.D.F. Mitteilungen, Vereinigte Drehbank-Fabrik, Januar 1959, R.F.G.

[14] x x x : Prospekt, SANDVIK COROMANT, Vollbohrer Sektion C, Ty-507, sept. 1963, Suedia.

[15] x x x : Buletin, SANDVIK COROMANT T-MAX BOHRKOPF, Suedia.

[16] x x x : Buletin, SANDVIK COROMANT, Schleifen Coromant Vollbohrer, 1964, Suedia.

[17] x x x : Prospect, SANDVIK COROMANT Bohrwerkzeuge, Ty-8400 :1 Ersetzt Ty-5070, Suedia.

[18] x x x : Prospect BTA HELLER BREMEN, Werkzeugfabrik, 2 800 Bremen-Mahndorf, RFG.

[19] x x x : Prospect, BTA — Kernbohrkopf (und Anschlieffzeichnung) GEBRÜDER HELLER Werkzeugfabrik Bremen-Mahndorf, RFG.

[20] x x x : Cartea mașinii, Handbuch der VDF Tiefbohrmaschine Modell B3SN, RFG.

CZ: 621.9.004.1 : 621–52

Programarea liniară mai bună ca programarea convexă în unele cazuri de determinare a parametrilor optimi de exploatare a sculelor

Prof. dr. ing. Gherman **DRĂGHICI**, şef lucr. ing. Valentin-Nicolae **IVAN** – Universitatea Braşov

Generalităţi

Lucrarea pe care o prezentăm, face parte dintr-un ciclu de lucrări, al căror obiectiv final este optimizarea proceselor tehnologice. Ea este localizată în secţiunea de determinare a parametrilor optimi de exploatare a sculelor ce lucrează simultan. Concret, ne vom referi la prelucrările alezajelor cu multiscule identice de tipul burghielor adîncitoarelor, alezoarelor, etc. dar cu valabilitate şi pentru prelucrările cu multiscule identice de alte tipuri. Problema se reduce la rezolvarea modelului matematic al sistemului din figura 1 [1].

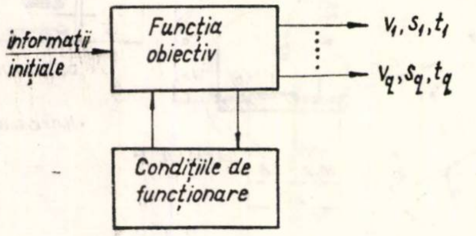


Fig. 1. Sistemul de optimizare al parametrilor regimurilor de aşchiere.

Cu alte ocazii [6], atunci cînd era vorba de prelucrări cu multiscule, ne-am pronunţat pentru modele matematice convexe. Evident că o rezolvare utilă a unor asemenea modele implică utilizarea calculatoarelor electronice. Dar chiar şi utilizarea calculatorului electronic trebuie să fie raţională, în sensul că memoria acestuia trebuie economisită iar timpul în care el este blocat cu rezolvarea problemei este de dorit să fie cît mai mic. Acest lucru este posibil numai dacă algoritmul problemei este rapid convergent către soluţie. Din cercetările şi experienţa autorilor a rezultat că pentru anumite cazuri, modelul matematic convex poate fi înlocuit eficient cu unul liniar.

Modelul matematic al sistemului de optimizare a parametrilor de exploatare a sculelor

Modelul matematic al acestei categorii de probleme, conform figurii 1, trebuie să exprime atît condiţiile de funcţionre ale sistemului tehnologic cît şi obiectivul optimizării, adică:

$$F(X,\ I) = 0\ ;\ R_i(X,I) = 0 \qquad (1)$$

în care:

$F(X,I) = 0$, reprezintă funcţia obiectiv;

$R_i(X,I) = 0$, reprezintă mulţimea celor $K(i = 1,..,K$ funcţii ce exprimă condiţiile de funcţionare;

$X = [v_1, s_1, t_1, \ldots, v_q, s_q, t_q]$ reprezintă vectorul parametrilor de exploatare a sculelor în care v_j, s_j, $t_j (j = 1,.., q)$ sînt viteza de tăiere [m/min], avansul de lucru [mm/rot] şi adîncimea de tăiere [mm];

I este vectorul informaţiilor iniţiale.

Funcţia obiectiv

Considerînd că se urmăreşte minimizarea preţului de cost, funcţia obiectiv [2] particularizată pentru cazurile de prelucrare cu scule identice capătă forma:

$$\Delta C = \tau_b \cdot C_{mmn} \cdot \left(1 + q \cdot \frac{C_e}{60 \cdot 3060 \cdot C_{mmn}} \cdot \right. \\ \left. \cdot C_M \cdot D^{X_M - 1} \cdot S^{Y_M} \cdot t^{U_M} \cdot v + q \cdot \frac{C_{exps}}{C_{mmn} \cdot T}\right) \qquad (2)$$

unde:

τ_b – timpul de maşină [min];
$C_{mmn} = (C_m + C_{gm}) : 60$ [lei/min] cu:
C_m – cheltuieli legate de retribuirea muncitorului [lei/oră];
C_{gm} – cheltuieli aferente exploatării maşinii – unelte [lei/oră];
C_e – costul energiei [lei/kwh];
q – numărul de scule identice ce lucrează simultan;
C_M, X_M, U_M – sînt constante din expresia momentului de aşchiere;
D – diametrul sculei [mm];
s, t, v – parametrii regimului de aşchiere;
$P_{exps} = C_{ttt} + T_{ss} \cdot C_{mrn}$ [lei/ascuţire] cu:
$C_{ttt} = P_{tt} + C_{astt}$ [lei/ascuţire];
$P_{tt} = P_s : T_t$ [lei/ascuţire]:
P_s – preţul sculei [lei];
T_t – numărul ascuţirilor totale suportate de sculă;
$C_{astt} = C_{as} \cdot T_a$ [lei/ascuţire];
$C_{as} = (C_a + C_{ga}) : 60$ [lei/min] cu:
C_{ga} – cheltuielile efectuate în atelierul de ascuţire [lei/oră];
T_a – timpul de ascuţire [min];
T_{ss} – timpul de schimbare şi reglare cu această ocazie a sculei [min];
$C_{mrn} = (C_m + C_{gm} + C_r) : 60$ [lei/min] cu:
C_r – cheltuielile legate de retribuirea reglorului [lei/oră] (dacă este cazul);
T – durabilitatea unei scule [min];
C_a – cheltuieli legate de retribuirea muncitorului ascuţitor [lei/oră].

Diagramele din figura 2 confirmă, că în expresia funcţiei obiectiv (2) trebuie să se ţină cont şi de energia electrică consumată în timpul aşchierii. Din aceste diagrame ridicate pentru cazul analizat în exemplul de la sfîrşitul lucrării (dar cu caracter de generalitate), se desprind concluzii foarte importante

privitor la influența regimului de așchiere asupra prețului de cost prin prisma cheltuielilor legate de consumul de energie. Se constată

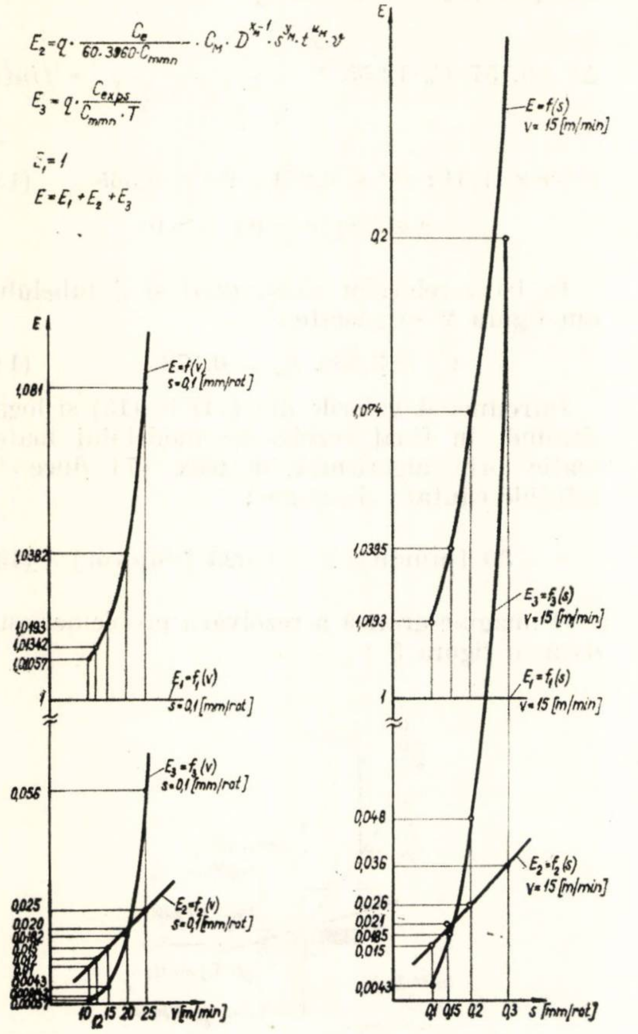


Fig. 2. Variația factorului E (din prețul de cost) în raport cu parametrii regimului de așchiere.

astfel, că pentru regimuri de așchiere uzuale, cheltuielile legate de consumul de energie (E_2) sînt chiar mai mari decît cheltuielile legate de exploatarea sculelor (E_3).

Conform figurii 2 și la fel ca în lucrarea [3], expresia lui E poate fi substituită cu relația:

$$E = C_0 \cdot T^{-E_x} \tag{3}$$

Această înlocuire poate fi făcută numai presupunîndu-se că relația (2) poate fi exprimată ca $\Delta C = f(T)$. Într-adevăr relația (2) în urma unor transformări succesive și particularizată pentru prelucrările cu multiburghie, devine:

$$\Delta C = \tau_b \cdot C_{mmn} \cdot \left(1 + q \cdot \frac{2{,}6 \cdot D^{1{,}36}}{10^4 \cdot C_{mmn} \cdot T^m} + q \cdot \frac{C_{exps}}{C_{mmn} \cdot T}\right) \tag{4}$$

Mărimile C_0 și E_x din relația (3) se determină din sistemul:

$$\begin{cases} \varphi(T_{k-1}) = C_0 \cdot T_{k-1}^{-E_x} \\ \varphi(T_{k+1}) = C_0 \cdot T_{k+1}^{-E_x} \end{cases} \tag{5}$$

în care: $\varphi(T_{k-1})$, $\varphi(T_{k+1})$ T_{k-1} și T_{k+1} se determină din tabelul din figura 3, după estimarea prealabilă a durabilității T_k localizată în același tabel cu $k = 1, 2, 3, 4, 5, 6$.

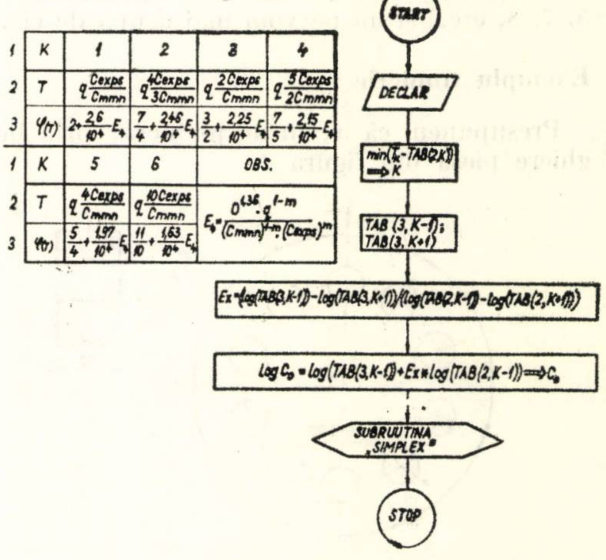


Fig. 3. Determinarea parametrilor *Ex Co.*

Prin $\varphi(T)$ s-a notat:

$$\varphi(T) = 1 + q \cdot \frac{2{,}6 \cdot D^{1{,}36}}{10^4 \cdot C_{mmn} \cdot T^m} + q \cdot \frac{C_{exps}}{C_{mmn} \cdot T} \tag{6}$$

Estimarea durabilității T_k (durabilitatea unei scule din blocul de scule) se face plecînd de la relația simplificată a prețului de cost:

$$\Delta C = \tau_b \cdot C_{mmn} + q \cdot \frac{\tau_b}{T_k} \cdot C_{exps} \tag{7}$$

Exprimînd ΔC ca $\Delta C = f(T_k)$ și aplicînd operatorul:

$$\frac{\partial(\Delta C)}{\partial T_k} = 0 \,\Bigg|\, \frac{\partial^2(\Delta C)}{\partial T_k^2} > 0 \tag{8}$$

în final se obține:

$$T_k = T_0 \cdot q \tag{9}$$

unde T_0 este durabilitatea sculei din bloc în ipoteza în care ea ar lucra izolat.

Evident aceste calcule pentru determinarea mărimilor C_0 și E_x ca de altfel însăși rezolvarea modelului matematic al problemei trebuie făcute cu ajutorul calculatoarelor electronice [7] (fig. 2).

Cele k funcții ce exprimă condițiile de funcționare a sistemului tehnologic.

Această parte a modelului matematic se referă la corelația $T = f(t, s, v)$, puterea și cinematica mașinii-unelte, încărcarea admisibilă a mecanismului de avans, rezistența sculelor, calitatea suprafeței etc. Toate aceste restricții sînt bine analizate în lucrările [3, 4, 5, 7, 8, etc.] și nu ne vom mai ocupa de ele.

Exemplu numeric

Presupunem că avem de prelucrat prin burghiere piesa din figura 4

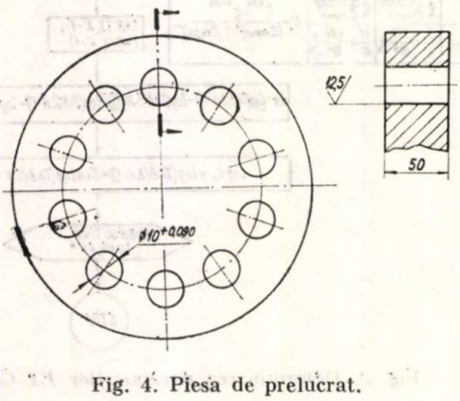


Fig. 4. Piesa de prelucrat.

Avînd la dispoziție informațiile inițiale, conform relației (9), putem calcula:

$$T_k = \frac{1-m}{m}\left(T_{ss} + \frac{C_{as}\cdot T_a\cdot T_t + P_s}{C_{mmn}\cdot T_t}\right)\cdot q = 228 \text{ [min]} \quad (10)$$

în care [8]:

$$T_0 = \frac{1-m}{m}\cdot\left(T_{ss} + \frac{C_{as}\cdot T_a\cdot T_t + P_s}{C_{mmn}\cdot T_t}\right)$$

Deoarece $4\cdot q\cdot\frac{C_{exps}}{C_{mmn}} = T_k$ rezultă:

$$k = 5;\ k-1 = 4;\ K+1 = 6 \text{ (fig. 2)} \quad (11)$$

Înlocuind relația $T^m\cdot v\cdot t^{X_V}\cdot s^{Y_v} = C_v\cdot D^{Y_v}$ în (4) și ținînd seamă de relațiile (3) și (6) se obține:

$$\Delta C = \frac{C_{mmn}\cdot L\cdot\pi\cdot D}{1\,000}\cdot\frac{C_0\cdot(C_v\cdot D^{Z_v})^{\frac{-E_x}{m}}}{v^{\frac{m-E_x}{m}}\cdot s^{\frac{m-E_x\cdot Y_v}{m}}} \quad (12)$$

În baza celor de mai sus și adăugînd condițiile: $v > 0$; $s > 0$, modelul matematic al problemei pentru cazul nostru devine ($P_m = 1{,}7$ [kW]$F_A = 600$ [da$N$]:

$$\Delta C = 0{,}157\cdot C_0\cdot 12{,}55^{\frac{-E_x}{m}}\cdot\frac{1}{v^{\frac{m-E_x}{m}}\cdot s^{\frac{m-E_x\cdot Y_v}{m}}} \rightarrow Minim$$

$$s^{1,9}\cdot v \leqslant 1{,}54;\ s^{0,7} \leqslant 0{,}071;\ s^{0,8} \leqslant 0{,}365 \quad (13)$$

$$v \leqslant 30;\ v > 0;\ s > 0$$

În baza relațiilor (3.2), (2.5) și a tabelului din figura 2 se găsește:

$$C_0 = 3{,}88;\ E_x = 0{,}178 \quad (14)$$

Introducînd valorile din (14) în (13) și logaritmînd, în final rezolvarea modelului matematic prin algoritmul simplex [7] duce la soluțiile căutate și anume:

$$v = 30 \text{ [m/min]};\ s = 0{,}023 \text{ [mm/rot]} \quad (15)$$

O imagine grafică a rezolvării problemei este dată în figura 5.

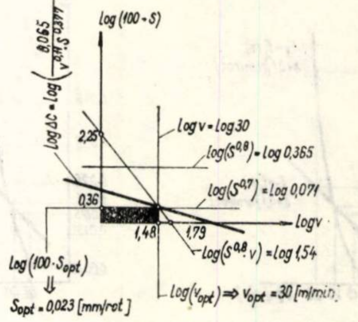


Fig. 5. Realizarea grafică a modelului matematic.

Concluzii

- **Metoda pe care o propunem, permite aplicarea programării liniare la determinarea parametrilor de exploatare a sculelor și pentru cazurile de prelucrări cu multiscule.**
- **Eficiența metodei este asigurată numai prin utilizarea calculatoarelor electronice și în condițiile în care informațiile inițiale despre sistemul de prelucrare sînt juste.**
- **Referindu-ne la exemplul numeric, precizăm că mărimea calculată a avansului $s = 0{,}023$ [mm/rot] arată că de fapt ar trebui aleasă o mașină de putere mai mare.**
- **In încheiere, subliniem că lucrarea este utilă mai ales atunci cînd se pune problema proiectării automate (conducerii) a proceselor tehnologice.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Draghici, G., Ivan, N.V.*: „Uber die automatische Entwertung der technologischen Vorgange, mit Verwendung von elektronischen Rechenmaschinen". Vorträge Compcontrol'72. Anwendung der Elektronenrechner in der Leitung der Industrieunternenhmen. III — Section, Sopron 1972 (115—130).

[2] *Draghici, G., Ivan, N. V.* : Un model al prețului de cost pentru operațiile de prelucrare pe strunguri automate. Buletinul tehnico-științific, CIT, I, 1, 1973 (73–79), Ed. Tehnică.

[3] *Drăghici, G., Chiriacescu, T.S.* : Calculul durabilității sculei și regimului de așchiere folosind programarea matematică. Studii și Cercetări de Mecanică Aplicată, 30, 4, 975–999 (1971).

[4] *Enache, S.* : Calitatea suprafețelor prelucrate. Editura tehnică, București, 1966.

[5] *Goranski, K. G.* : Rascet rejimov rezaniia pri pomașci elektronnovîcislitelinîh mașin. Gost Izdatelistvo BASSR Minsk, 1963.

[6] *Ivan, N.V.* : Calculul prin programare convexă al regimurilor optime de așchiere. Construcția de Mașini, 25, 3, 1973 (151–156).

[7] *Ivan, N. V.* : Programarea algoritmului simplex pe calculatoare electronice, în vederea calculului regimurilor optime de așchiere. Buletinul Universității din Brașov, XIV, A, 1972 (407–416).

[8] *Lăzărescu, D.I.* : Teoria așchierii metalelor și proiectarea sculelor. Ed. didactică și pedagogică, București, 1964.

CZ : 621.9 : 621.91.07 : 621.882

Profilul cuţitelor roată pentru strunjirea şuruburilor cu bile

Dr. ing. Nicolae **OANCEA**, dr. ing. Emil **ŢÎRU** – Universitatea din Galaţi
Student Lucian **IRIMIA** – anul IV TCM Universitatea din Galaţi

Generalităţi

Şuruburile curbe, datorită avantajelor pe care le prezintă, sînt din ce în ce mai mult utilizate în construcţia maşinilor-unelte. Există, de pe acum, o bogată experienţă în ce priveşte construcţia acestor şuruburi, uzinele constructoare avînd stabilite tehnologia şi echipamentele tehnologice care permit realizarea, cu o suficientă precizie, a acestor organe de maşini. De asemenea, a fost stabilită şi normalizată gama şuruburilor cu bile cu o utilizare mai largă.

În cele ce urmează, se prezintă forma profilului şi dimensiunile acestuia, după indicaţiile unor firme specializate (fig. 1 şi tabelul 1). Prelucrarea şuruburilor cu bile se poate îmbunătăţi prin introducerea tehnologiei de strunjire cu cuţite roată, asemănătoare tehnologiei de execuţie a şuruburilor trapezoidale. În continuare se determină, pe cale analitică, profilul cuţitului roată care prelucrează prin strunjire şuruburi cu bile. Determinarea profilului părţii active a acestor scule se face apelînd la teoria înfăşurării suprafeţelor [1, 2, 3].

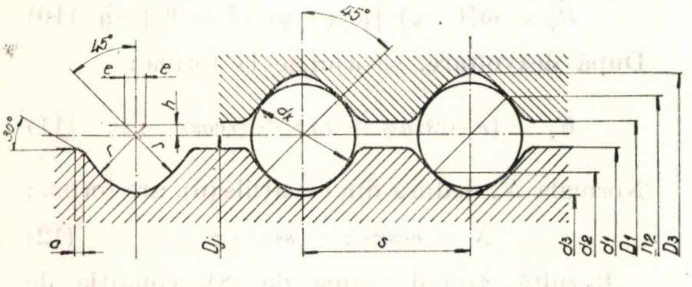


Fig. 1

Schema de prelucrare. Sisteme de coordonate

Problema determinării profilului tăişurilor sculei se rezolvă în ipoteza perpendicularităţii axei acesteia şi a şurubului prelucrat. Această schemă de prelucrare este utilizată pe unele maşini-unelte care prelucrează şuruburi trapezoidale cu cuţite roată.

În figura 2 se consideră sistemul de referinţă mobil XY, solidar cu cuţitul roată, iar sistemul de referinţă $\xi_1 \xi_2$ solidar cu şurubul cu bile, mai exact cu profilul secţiunii axiale a acestuia.

Fie sistemul xy de referinţă, fix. Se consideră axa ξ_2 suprapusă dreptei primitive a profilului „cremalierei", determinată de secţiunea axială a şurubului cu bile. Se notează cu R_p raza cercului primitiv a cuţitului roată, care

Tabelul 1

$D_j = d_j$	s	d_k	Profilul filetului			Şurubul			
			r	e	h	a	d_1	d_2	d_3
	8	5,0	2,62	0,075	0,085	0,2	49,0	46,46	44,93
50	10	6,35	3,33	0,095	0,110	0,3	48,8	45,52	42,56
	12	7,938	4,16	0,120	0,135	0,3	48,4	44,38	41,95
	16	10,319	5,40	0,155	0,170	0,5	58,0	42,70	39,54

Dimensiunile sînt date în mm.

se rostogolește fără alunecare pe dreapta primitivă a cremalierei.

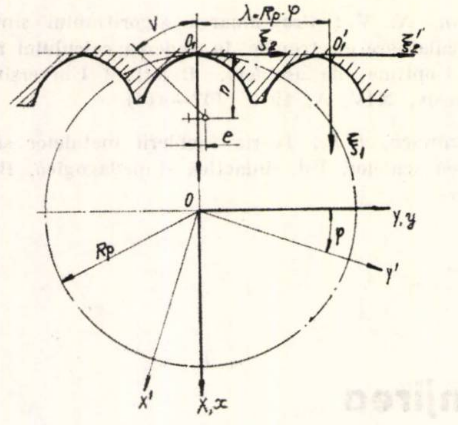


Fig. 2

Mișcări

Pentru generarea profilului cremalierei are loc translația cremalierei și rotația cuțitului roată în jurul axei proprii. Odată cu acestea, solidar cu ele, se mișcă și sistemele de referință mobile XY și ξ_1 ξ_2.

În sistemul de referință fix, mișcarea sistemului de referință mobil XY este descrisă de ecuația:

$$x = \omega_3^T(-\varphi)\cdot X, \quad (1)$$

în care:

x este matricea formată cu coordonatele unui punct oarecare, în sistemul de referință fix;

X – matricea formată cu coordonatele punctului considerat, în sistemul de referință mobil;

$\omega_3(-\varphi)$ – matricea transformării de rotație de unghi φ.

Sistemul de referință al cremalierei ξ_1 ξ_2, execută o mișcare de translație față de sistemul de referință fix, mișcare descrisă de transformarea:

$$x = \xi + \theta \quad (2)$$

unde:

ξ este matricea formată cu coordonatele unui punct oarecare în sistemul de referință mobil;

θ – matricea formată cu coordonatele originii O_1 în sistemul de referință fix,

$$\theta = \begin{pmatrix} -R \\ \lambda \end{pmatrix}, \quad (3)$$

unde $\lambda = R_p \cdot \varphi$, în ipoteza rostogolirii fără alunecarea cercului primitiv al cuțitului roată pe dreapta primitivă a cremalierei.

Mișcarea relativă a sistemului de referință ξ_1, ξ_2, față de XY, este descrisă de transformarea:

$$X = \omega_3(-\varphi)\cdot[\xi + \theta] \quad (4)$$

De asemenea, se poate stabili mișcarea relativă inversă, sub forma transformării:

$$\xi = \omega_3^T(-\varphi)\cdot X - \theta \quad (5)$$

În transformările matriceale (4) și (5), matricele au semnificațiile precizate în transformările (1) și (3).

Profilul cuțitului roată

În sistemul de referință mobil ξ_1, ξ_2, ecuațiile parametrice ale secțiunii axiale a șurubului cu bile sînt:

$$\xi_1 = n - r\cdot cosv; \qquad \xi_2 = e - r\cdot sinv, \quad (6)$$

sau, ținînd seama de transformarea (4), se pot determina ecuațiile parametrice ale familiei de curbe ale profilului axial al șurubului, în sistemul de referință al sculei:

$$X = (n - r\,cosv - R_p)cos\varphi - (e - r\,sinv + \lambda)sin\varphi; \quad (7)$$
$$Y = (n - r\,cosv - R_p)sin\varphi + (e - rsinv + \lambda)cos\varphi.$$

Înfășurătoarea familiei de curbe (7) reprezintă profilul cuțitului roată și ea se determină asociind ecuațiilor (7) condiția:

$$\bar{N}\cdot\bar{R}_\varphi = 0, \quad (8)$$

unde $\bar{N}$ este normala la profilul secțiunii axiale a șurubului cu bile (ecuațiile (6): iar $R_\varphi = \frac{d\xi}{d\varphi}$ – viteza în mișcare relativă a spațiului XY față de ξ_1 ξ_2.

Din (5) se determină, prin derivare;

$$\bar{R}_\varphi = \dot{\omega}_3^T(-\varphi)\cdot X - \dot{\theta}, \quad (9)$$

unde, ținînd cont că punctul considerat aparține familiei de curbe (7), se ajunge la o expresie de forma;

$$\bar{R}_\varphi = \dot{\omega}_3^T(-\varphi)\cdot[\omega_3(-\varphi)\cdot(\xi + \theta)] - \dot{\theta} \quad (10)$$

După dezvoltare, se ajunge la forma;

$$\bar{R}_\varphi = (e - rsin\varphi + \lambda)\tau + (rcosv - n)\tau \quad (11)$$

Normala $\bar{N}$, dedusă din ecuațiile (6), are forma;

$$\bar{N} = cosv\cdot\tau + sinv\cdot\tau \quad (12)$$

Rezultă, ținînd seama de (8), condiția de determinare a înfășurătoarei:

$$(e - rsinv + \lambda)cosv + (rcosv - n)sinv = 0, \quad (13)$$

care poate fi adusă la forma:

$$\varphi = \frac{nsinv - ecosv}{R_p cosv}. \quad (14)$$

Eliminînd parametrul φ între ecuațiile (7) și (14), se determină ecuațiile parametrice ale înfășurătoarei familiei de curbe (7), adică profilul căutat al tăișurilor cuțitului roată.

Linia de angrenare

Fiind locul geometric al punctelor de contact între cele două profile (şurubul cu bile şi cuţitul roată), linia de angrenare se determină asociind condiţiei (14) – transformarea:

$$x = \xi + \theta. \quad (15)$$

În acest fel, ecuaţiile parametrice ale liniei de angrenare (fig. 3), sînt:

$$x = n - r\cos v - R_p; \quad y = e - r\sin v + \lambda \quad (16)$$

Se poate stabili în continuare, din condiţia ca limita punctelor de contact între cele două profile în direcţia y (fig. 3), y_{lim}, să corespundă

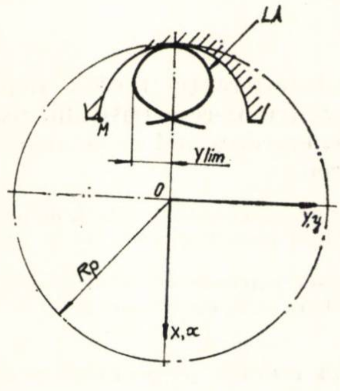


Fig. 3

punctului extrem al profilului M, mărimea distanţei n de la centrul cercului secţiunii axiale a şurubului cu bile la dreapta primitivă.

Din relaţiile (14) şi (16) rezultă;

$$y = -r\sin v + n\,tg v \quad (17)$$

Prin derivare, se poate găsi extremul funcţiei (17)

$$\frac{dy}{dv} = 0,$$

rezultînd:

$$\cos v = \left(\frac{n}{r}\right)^{\frac{1}{3}}. \quad (18)$$

Relaţia (18) serveşte astfel la determinarea parametrului n.

Atribuind parametrului v valoarea V_{max} (fig. 4), din relaţia (18) se determină valoarea distanţei n, evitîndu-se în acest mod, fenomenul de interferenţă a profilelor.

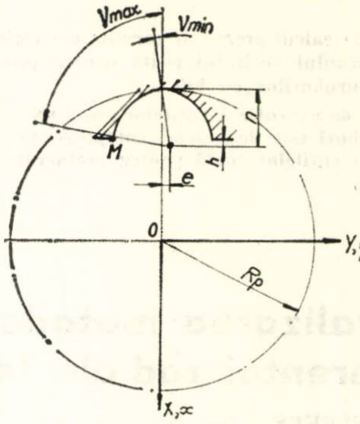


Fig. 4

Exemplu de calcul

Se consideră un şurub cu bile cu următorele dimensiuni în mm:

$s = 16$; $d = 50$; $r = 5{,}4$; $e = 0{,}155$; $h = 0{,}170$; $d_1 = 48$; $d_2 = 42{,}7$; $d_3 = 39{,}54$.

Raza primitivă a cuţitului roată, pentru 10 paşi lungime a cercului primitiv este $R_p = 25{,}477$ mm, şi $n = 0{,}3456$ mm.

Calculul coordonatelor profilului s-a făcut cu ajutorul unei maşini electronice de calcul, iar forma profilului cuţitului roată este reprezentată în figura 5.

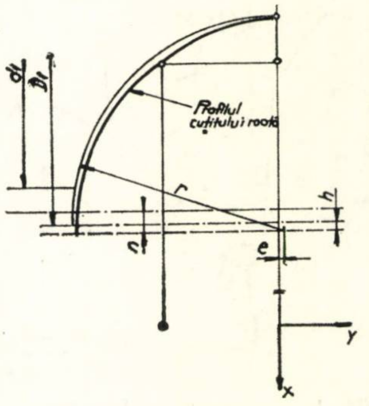


Fig. 5

Coordonatele profilului sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Punctul	1	2	3	4	5	6	7	8	9
–X	30,526	30,004	30,017	29,937	29,770	29,494	28,897	27,950	27,654
–Y	0	0,139	0,475	0,963	1,571	2,239	3,075	4,14	4,333

Punctul	10	11	12	13	14	15	16	17
–X	26,991	26,390	25,220	25,00	24,630	24,473	24,684	24,875
–Y	4,710	4,953	5,201	5,215	5,253	5,204	5,272	5,348

Concluzii

Procedeul de calcul prezentat permite determinarea precisă a formei profilului cuțitului roată pentru prelucrarea prin strunjire a șuruburilor cu bile.

Tehnologia de execuție a cuțitelor roată pentru prelucrarea acestor șururburi este de aceeași complexitate cu tehnologia de execuție a cuțitelor roată pentru prelucrarea șuruburilor trapezoidale.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Liukșin, V.S.* : Teoria vintovîh poverhnostei v proektirovanii rejușcih instrumentov. Moskva, Mașinostroenie, 1968.

[2] *Oancea, N.* : Determinarea precisă a profilului frezei pentru prelucrarea canalelor burghielor elicoidale. În : Lucrări științifice, I. P. Galați, vol. 5, 1972, p. 371–374.

[3] *Oancea, N. Târu, E.* : Determinarea precisă a profilului frezei melc pentru roți de lanț. În : Lucrările Sesiunii științifice „Tehnologii noi de fabricație în construcția de mașini", Universitatea Galați, vol. 1, 1975, p. 39–42.

CZ : 621.9.001.3

Generalizarea metodei grafo-analitice pentru evitarea interferenței radiale la danturarea interioară

Ing. Carol ELEKES – Întreprinderea de strunguri – ARAD

În cazul diferenței relativ mici a numerelor de dinți, la generarea roților dințate interioare unde roata generatoare pătrunde în direcția radială, vîrful cuțitului-roată poate reteza vîrful danturii ce se prelucrează [4, 6, 8, 14 și 15]. Astfel, datorită interferenței radiale la danturarea interioară numărul de dinți al cuțitului-roată este limitat superior, iar numărul de dinți a roții de prelucrat este limitat inferior.

În figura 1 sînt reprezentate elementele danturii roții, iar în figura 2, elementele danturii cuțitului-roată.

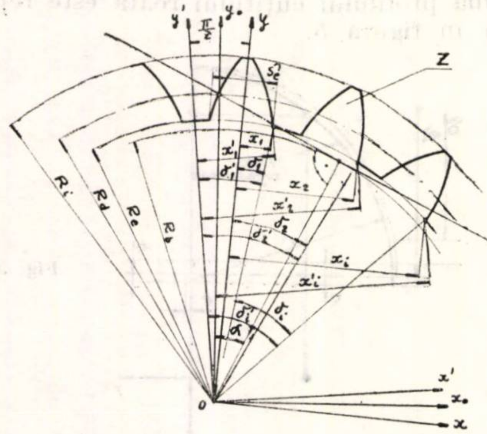


Fig. 1. Elementele danturii roții.

Fig. 2. Elementele danturii cuțitului-roată.

Mărimea interferenței radiale depinde și de direcția de pătrundere a cuțitului-roată în procesul de generare, astfel că se deosebesc două cazuri extreme :

a) Cuțitul-roată pătrunde cu plinul dintelui spre golul dintelui roții (după axele de coordon ate Oy și $O_s y$ din figurile 1 și 2).

b) Cuțitul-roată pătrunde cu golul dintelui spre plinul dintelui roții (după axele de coordonate Oy' și $O_s y'$ din figurile 1 și 2).

În această lucrare se prezintă o generalizare a metodei grafoanalitice pentru evitarea interferenței radiale la danturare interioară și pentru cazul danturilor deplasate atît la cuțitul-roată cît și la roata dințată de mortezat [4].

Condițiile analitice de evitare a interferenței

Cuțitul-roată pătrunde după direcția y.

În vederea evitării interferenței radiale este necesar ca distanța de la vîrful dintelui de rang i față de axa de simetrie a plinului dintelui cuțitului roată (x_{is} (figura 2) să fie mai mică decît distanța de la vîrful dintelui de rang i față de axa de simetrie a golului dintelui roții x_i (figura 1).

Astfel condiția matematică de evitare a interferenței radiale pentru un dinte oarecare i a cuplului (roată-cuțit-roată) este dată de inegalitatea :

$$x_i \geqslant x_{is} \tag{1}$$

În continuare se determină abscisele x_i și x_{is}.

Unghiul la centru corespunzător dintelui i față de axa de simetrie a golului dintelui a roții (figura 1) este dat de relația :

$$\delta_i = \delta_1 + \frac{2\pi}{z}(i-1) \tag{2}$$

în care:

$$\delta_1 = \frac{\widehat{S}_e}{2R_e} \tag{3}$$

Grosimea dintelui danturii deplasate (măsurată pe cercul exterior) cu condiția ca $R_e \geqslant R_b$, este dată de relația:

$$\widehat{S}_e = 2R_e\left(\frac{S}{2R_p} + \text{inv}\ \alpha_0 - \text{inv}\ \alpha_e\right) \quad (4)$$

în care:

$$s = \frac{\pi m}{2} \pm 2mg\ \text{tg}\,\xi\,\alpha. \quad (5)$$

$$2R_p = m\cdot z \quad (6)$$

$$\alpha_e = \arccos\frac{m\,z\cos\alpha_0}{2\,R_e} \quad (7)$$

iar notațiile utilizate sînt:

m — modulul danturii roții și a cuțitului-roată;
Z — numărul de dinți a roții;
α_3 — unghiul de presiune a danturilor zero (roată și cuțit-roată);
ξ — deplasarea specifică de profil a danturii roții.

Efectuînd toate substituțiile în (2) din (3, 4, 5, 6 și 7) și ținînd cont de figura 1 ($x_i = R_e \sin\delta$) se obține în final distanța căutată:

$$x_i = R_e \sin\left[\frac{\pi}{2z}(4i-3) \pm \frac{2\xi\,\text{tg}\,\alpha_0}{z} + \text{inv}\ \alpha_0 - \text{inv}\left(\arccos\frac{mz\cos\alpha_0}{2\,R_e}\right)\right] \quad (8)$$

Relația de calcul al distanței căutate în cazul cuțitului-roată se poate scrie prin analogie (figura 2) și anume:

$$x_{is} = R_{es} \sin\left[\frac{\pi}{2z_s}(4i-3) \pm \frac{2\xi s\,tg\,\alpha_0}{z} + \text{inv}\,\alpha_0 - \text{inv}\left(\arccos\frac{mz\,s\cos\alpha_0}{2\,R_{es}}\right)\right] \quad (9)$$

în care;

Z_s — numărul de dinți a cuțitului-roată
ξ_s — deplasarea specifică de profil a danturii cuțitului-roată.

Cuțitul-roată pătrunde după direcția y'

Condiția matematică de evitare a interferenței radiale pentru un dinte de rang i al cuplului (roată-cuțit-roată), în mod similar cazului precedent, este:

$$x_i' \geqslant x_{is}' \quad (10)$$

În scopul determinării noilor abscise se efectuează o rotație a sistemului de coordonate xOy în $x'O'y'$ cu valoarea $\frac{\pi}{2}$ (figura 1); astfel unghiul la centru corespunzător dintelui i față de axa de simetrie a plinului dintelui roții va fi dat de relația:

$$\delta_i' = \delta_i + \frac{\pi}{z} \quad (11)$$

Operînd această transformare față de relația de bază (2) și ținînd cont de figura 1 ($x_i' = R_e \sin\ \delta_i'$) se obține în final distanța căutată:

$$x_i' = R_e \sin\left[\frac{\pi}{2z}(4i-1) \pm \frac{2\xi\,tg\,\alpha_0}{z} + \text{inv}\ \alpha_0 - \text{inv}\left(\arccos\frac{mz\cos\alpha_0}{2R_e}\right)\right] \quad (12)$$

În mod similar se poate scrie relația distanței căutate pentru cuțitul-roată (figura 2):

$$x_{is}' = R_{es} \sin\left[\frac{\pi}{2z_s}(4i-1) \pm \frac{2\xi\,tg\,\alpha_0}{z_s} + \text{inv}\ \alpha_0 - \text{inv}\left(\arccos\frac{mz_s\cos\alpha_0}{2R_{es}}\right)\right] \quad (13)$$

Verificarea interferenței radiale se efectuează prin asigurarea inegalităților (1) și (10) pentru mai mulți dinți consecutivi ai cuplului, $i = 1, 2, 3$.. etc, pînă cînd diferențele $x_i - x_{is}$, respectiv $x_i' - x_{is}'$ încep să crească.

Stabilirea și eliminarea pe cale grafoanalitică a interferenței radiale

Se desenează la scară mărită dantura interioară a roții conform figurii 3, după cum urmează:

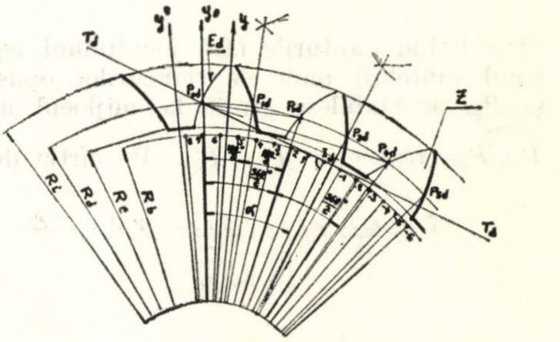


Fig. 3. Construcția grafoanalitică a danturii roții.

Se trasează cercurile: R_i, R_e, $R_b = \frac{mz\cos\alpha_0}{2}$ și $R_d = \frac{mz\cos\alpha_0}{2\cos\alpha}$; în care: unghiul de presiune corespunzător profilului deplasat:

$$\text{inv}\,\alpha = \text{inv}\,\alpha_0 \pm \frac{2\xi\,tg\,\alpha_0}{z}$$

Pe circumferința cercului de bază (centroida fixă) în dreapta și în stînga punctului I_d (centrul instantaneu de rotație inițial CIR-ul profilului deplasat) se iau arce egale de cerc, adică $\overset{\frown}{8\cdot7} = \overset{\frown}{7\cdot6} = \ldots = \overset{\frown}{-4-5} = \overset{\frown}{-5-6}$ în așa fel ca ele să fie asimilabile ca lungime cu lungimea cozilor aferente. Punctele astfel obținute (8.7...) se unesc pe rînd cu centrul O al roții. Pe hîrtie de calc (figura 4) se trasează o dreaptă orizontală $T'_d\ T'_d$ (rostogolitoarea sau centroida mobilă) unde segmentele de dreapta sînt egale cu arcele de cerc din figura 3. Alegînd în mod arbitrar pe dreapta $T'_d\ T'_d$, punctul I'_d (corespunzător CIR-ului), punctul P'_{od} se fixează la distanța $P'_{od}\ I'_d$, calculată cu relația:

$$\rho_d = \frac{m\cdot z}{2}\cos\alpha_0 \operatorname{tg}\alpha \tag{14}$$

Suprapunînd punctul I'_d din figura 4, peste punctul I_d de pe bază, din figura 3, (care este CIR-ul procesului de rostogolire) în așa fel ca rostogolitoarea să fie tangentă la bază; atunci punctul P'_{od} va determina primul punct al evolventei danturii P_{od} (aflat pe cercul de divizare). Continuînd în mod similar rostogolirea în ambele sensuri, punctul P'_{od} va descrie profilul dintelui deplasat cuprins între cercurile delimitate de razele Ri și Re, cu condiția ca $R_e \geqslant R_b$. Punctul P_{2d} și P_{4d} ale profilelor omoloage se determină intersectînd cercul de rostogolire cu distanțele:

$$P_{od}P_{2d} = \frac{m z\cos\alpha_0}{\cos\alpha}\sin\frac{180°}{z} \tag{15}$$

$$P_{od}P_{4d} = \frac{m\cdot z\cdot\cos\alpha_0}{\cos\alpha}\sin\frac{360°}{z} \tag{16}$$

Considerînd danturile fără joc (plinul egal cu golul dintelui) punctele flancurilor opuse P_{1d} și P_{3d} se stabilesc grafic la mijlocul arcelor $\overset{\frown}{P_{od}\ P_{2d}}$ respectiv $\overset{\frown}{P_{2d}\ P_{4d}}$. Pe hîrtia de calc

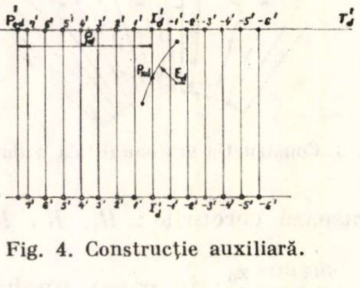


Fig. 4. Construcție auxiliară.

(figura 4) se trasează porțiunea de evolventă E_d, din figura 3; suprapunînd pe rînd punctul P_{xd} din figura 4, peste punctele P_{2d} și P_{4d} din figura 3, în așa fel ca linia $P_{xd}\ I'_d$ să coincidă cu $\overline{P_{2d}O}$ respectiv $\overline{P_{4d}\ O}$ se pot trasa flancurile corespunzător punctelor P_{2d} și P_{4d}. Flancurile opuse corespunzător punctelor P_{1d} și P_{3d} se trasează în mod similar întorcînd hîrtia de calc pe partea cealaltă (figura 3). Construcția grafoanalitică arătată mai sus se referă la o dantură interioară deplasată; aplicînd același procedeu se poate construi în mod similar și dantura cuțitului-roată (pe hîrtie de calc), ca în figura 5, cu ajutorul construcției auxiliare din figura 6.

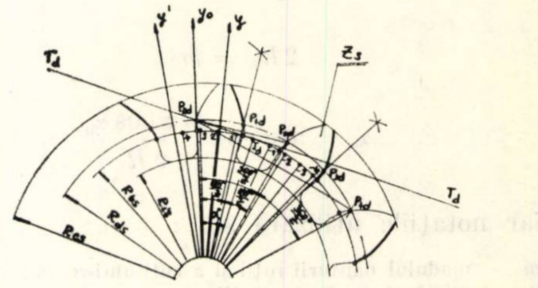


Fig. 5. Construcția grafoanalitică a danturii cuțitului-roată

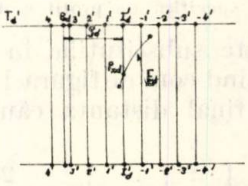


Fig. 6. Construcție auxiliară.

La început numărul de dinți a cuțitului-roată Z_1 se stabilește pe baza criteriului de evitare a interferenței primare [6, 8, 12, 13, 14 și 15].

Dantura cuțitului-roată (pe hîrtie de calc) astfel obținută din figura 5, se suprapune peste dantura roții interioare din figura 3 și ținînd cont de cele două direcții de pătrundere (y și y') se verifică existența interferenței secundare.

În scopul măririi eficienței construcției este suficient să se traseze numai flancurile afectate de interferență (liniile groase din figurile 3 și 5). În cazul în care există interferență la pătrundere radială, se desenează noua dantură a cuțitului-roată cu număr de dinți micșorat, pînă la eliminarea definitivă a fenomenului.

Analizînd relațiile (8,9,12,13) precum și procedeul grafoanalitic descris, rezultă influența factorilor care concură la eliminarea interferenței radiale, după cum urmează:

I. Pentru roata dințată:

— mărirea numărului de dinți, Z;
— mărirea cercului exterior cu raza R_e;
— mărirea în direcția pozitivă a deplasării specifice de profil ξ.

II. Pentru cuțitul-roată:

— micșorarea numărului de dinți Z_s;
— micșorarea cercului exterior cu raza R_{es};
— mărirea (în valoare absolută) a deplasării specifice de profil ξ_s, în direcția negativă.

Exemplu

Să se proiecteze un cuțit-roată de finisare cu coadă cilindrică pentru mortezarea danturii interioare a unei roți dințate (confecționat din oțel OLC45) avînd parametrii: $m = 5$, $Z = 19$, $\alpha_0 = 20°$ și $\xi = +0,6$, precizia danturii se cere în clasa de precizie 7, conform STAS 6273-60.

Știind că roata dințată cu dantură interioară împreună cu un pinion formează un angrenaj interior, în scopul transmiterii integrale a puterii instalate prin intermediul danturilor este necesar ca profilul evolventic al danturii să nu fie retezat (vătămat) în urma pătrunderii pe direcție radială, a cuțitului-roată.

Rezolvare

Numărul de dinți al roții dințate ($Z = 19$) fiind relativ mic, pericolul retezării vîrfului danturii se accentuează și mai mult. Astfel pentru eliminarea acestui neajuns la proiectarea cuțitului-roată mai întîi se verifică dacă există sau nu interferență radială.

Verificarea grafoanalitică a interferenței.

Se desenează la scară mărită (10 : 1)dantura interioară (figura 7) după cum urmează:

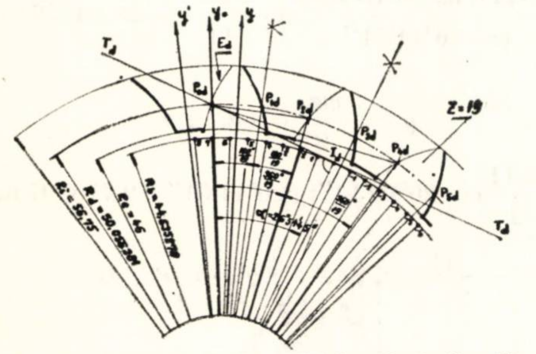


Fig. 7. Construcție grafoanalitică a danturii roții.

— se trasează cercurile:

$$D_e = Ø92^{+0,200} \text{ mm (dat)}$$

$$D_i = m \cdot Z + 2m(1,25 + \xi) = 5.19 + 2,5\,(1,25 + 0,6) = 113,5 \text{ mm}$$

$$D_b = m \cdot Z \cdot \cos \alpha_0 = 5 \cdot 19 \cdot \cos 20° = 89,270550 \text{ mm}$$

$$D_d = \frac{m \cdot z \cos \alpha_0}{\cos \alpha} = \frac{5 \cdot 2 \cdot \cos 20°}{\cos 26°54'45''} = 100,112762 \text{ mm}$$

în care:

$$\text{inv}\, \alpha = \text{inv}\, \alpha_0 + \frac{2\xi \,\text{tg}\, \alpha_0}{z} = \text{inv}\, 20° + \frac{2 \cdot 0,6 \cdot \text{tg}\, 20°}{19} \rightarrow \alpha = 26°54'45'';$$

— pe circumferința cercului de bază se iau arce egale de cerc în dreapta și în stînga punctului I_d, de mărime 3 mm, (cu deschizătura compasului de 30 mm), punctele astfel obținute se unesc pe rînd cu centrul O;

— pe o hîrtie de calc (figura 8) se trasează o dreaptă orizontală $T'_d\ T'_d$, unde segmentele de dreaptă sînt egale cu arcele de cerc din figura 7;

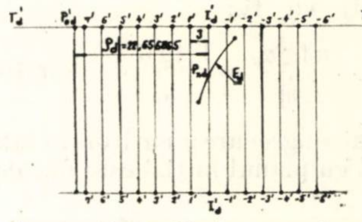


Fig. 8. Construcție auxiliară pentru dantura roții.

— se fixează punctul P'_{od} pe dreapta $T'_d\ T'_d$ la distanța:

$$\rho_d = \frac{mz}{2} \cos \alpha_0 \,\text{tg}\, \alpha = \frac{5 \cdot 19}{2} \cos 20° \,\text{tg}\, 26°54'45'' = 22,656865 \text{ mm};$$

— suprapunînd punctul I'_d din figura 8 peste punctul I_d din figura 7 în așa fel ca linia $I'_d\ I'_d$ să coincidă cu linia $I_d\ O$, atunci P'_{od} va determina primul punct al evolventei (aflat pe cercul de divizare);

— continuînd în mod similar rostogolirea în ambele sensuri, punctul P'_{od} va descrie profilul dintelui cuprins între cercurile delimitate de razele R_i și R_e;

— punctele P_{2d} și P_{4d} ale profilelor omoloage se determină intersectînd cercul de divizare cu distanțele:

$$\overline{P_{od}\ P_{2d}} = \frac{mz \cos \alpha_0}{\cos \alpha} \sin \frac{180°}{z} = \frac{5 \cdot 19 \cdot \cos 20°}{\cos 26°54'45''} \sin \frac{180°}{19} = 16,477559 \text{ mm};$$

$$\overline{P_{od}\ P_{4d}} = \frac{mz \cos \alpha_0}{\cos \alpha} \sin \frac{360°}{z} = \frac{5 \cdot 19 \cdot \cos 20°}{\cos 26°54'45''} \sin \frac{360°}{19} = 32,505612 \text{ mm};$$

— punctele flancurilor antiomoloage P_{1d} și P_{3d} se stabilesc pe cale grafică la mijlocul arcelor $\widehat{P_{od}P_{2d}}$ și $\widehat{P_{2d}P_{4d}}$;

— pe hîrtia de calc (figura 8) se trasează porțiunea de evolventă E_d din figura 7;

— suprapunînd pe rînd punctul P_{xd} din figura 8 peste punctele P_{2d} și P_{4d} din figura 7, în așa fel ca linia $\overline{P_{xd}I'_d}$ să coincidă cu linia

$\overline{P_{2d}O}$ respectiv $\overline{P_{4d}O}$ se pot trasa flancurile corespunzătoare punctelor P_{2d} şi P_{4d}.

— flancurile opuse corespunzătoare punctelor P_{1d} şi P_{3d} se trasează în mod similar întorcînd hîrtia de calc pe partea cealaltă.

Admiţînd la început numărul de dinţi a cuţitului-roată $Z_s = 11$ şi distanţa între secţiunea de referinţă şi planul frontal $a = 1$ mm, atunci deplasarea specifică maximă de profil (în planul frontal) va fi :

$$\xi_{max} = \frac{a \operatorname{tg} \alpha_v}{m} = \frac{1 \cdot \operatorname{tg} 6°}{5} = 0{,}021020$$

Unghiul de angrenare a cuţitului-roată într-un plan paralel cu planul iniţial este dat de relaţia :

$$\alpha_s = \operatorname{arc\,tg} \frac{\operatorname{tg}\alpha_0}{1 - \operatorname{tg}\gamma \operatorname{tg}\alpha_v} =$$

$$= \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg}20°}{1 - \operatorname{tg}5° \operatorname{tg} 6°} = 20°10'14''$$

unde :

$\alpha_v = 6°$, unghiul de aşezare;
$\gamma = 5°$, unghiul de degajare.

Interferenţa radială se va verifica în cazul cel mai defavorabil cînd cuţitul-roată este nou ($\xi_{max} = 0{,}021020$, fără reascuţire pe suprafaţa de degajare).

Se desenează în aceeaşi scară pe o hîrtie de calc dantura cuţitului-roată (figura 9) după cum urmează :

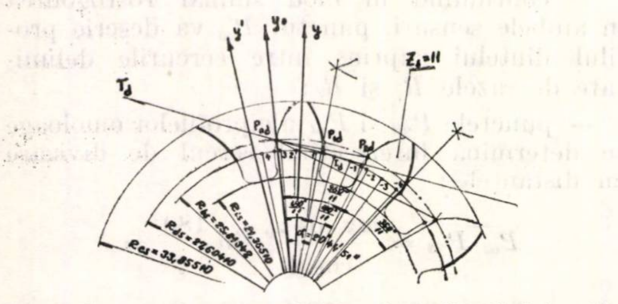


Fig. 9. Construcţia grafoanalitică a danturii cuţitului-roată.

— se trasează cercurile (în planul frontal):

$$D_{es} = m(z_s + 2\xi_{max} + 2{,}5) = 5(11 + 2 \cdot 0{,}02102 + + 2{,}5) = 67{,}71020 \text{ mm}$$

$$D_{ds} = \frac{mz_s \cos \alpha_s}{\cos \alpha} = \frac{5 \cdot 11 \cdot \cos 20°10'14''}{\cos 20°44'51''} = 55{,}208206 \text{ mm},$$

în care :

$$\operatorname{inv} \alpha = \operatorname{inv} \alpha_s + \frac{2\xi_{max} \operatorname{tg} \alpha_s}{z_s} = \operatorname{inv} 20°10'14'' + \frac{2 \cdot 0{,}021020 \operatorname{tg} 20°10'14''}{11} = 0{,}016705$$

$$\alpha = 20°44'51''$$

$$D_{is} = m(Z_s + 2\xi_{max} - 2{,}5) = 5(11 + 2 \cdot 0{,}02102 - 2{,}5) = 42{,}71020 \text{ mm}.$$

Diametrul de bază al cuţitului-roată necesar pentru rectificare şi pentru construcţie grafoanalitică se calculează cu relaţia :

$$D_{bs} = mZ_s \cos \alpha_s = 2 \cdot 11 \cdot \cos_s 20°10'14'' = = 51{,}62685 \text{ mm}.$$

Efectuînd construcţia grafoanalitică pe hîrtie de calc (figura 9) în mod similar cu cazul precedent şi folosindu-se de construcţia auxiliară (figura 10) şi de distanţele :

$$\overline{P_{od}P_{2d}} = \frac{mz_s \cos \alpha_s}{\cos \alpha} \cdot \sin \frac{180°}{z_s} =$$

$$= \frac{5 \cdot 11 \cdot \cos 20°10'14''}{\cos 20°44'51''} \cdot \sin \frac{180°}{11} = 15{,}553807 \text{ mm}$$

$$\overline{P_{od}P_{4d}} = \frac{mZ_s \cos \alpha_s}{\cos \alpha} \cdot \sin \frac{360°}{z_s} =$$

$$= \frac{5 \cdot 11 \cdot \cos 20°10'14''}{\cos 20°44'51''} \sin \frac{360°}{11} = 29{,}847764 \text{ mm}$$

$$\rho_s = \frac{mz_s}{2} \cos \alpha_s \operatorname{tg} \alpha =$$

$$= \frac{5.11}{2} \cos 20°10'14'' \operatorname{tg} 20°44'51'' = 9{,}778897 \text{ mm},$$

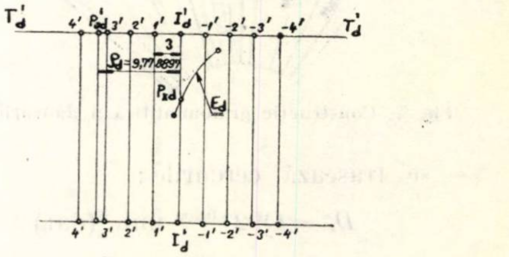


Fig. 10. Construcţie auxiliară pentru dantura cuţitului-roată

se obţine în final dantura cuţitului-roată. Suprapunînd figura 9 peste figura 7 şi ţinînd cont de cele două direcţii de pătrundere (y şi y') se verifică existenţa interferenţei secundare. Citind la scară 10 : 1 mărimea retezării, rezultă :

— după direcţia y — nu există retezare;
— după direcţia y' — nu există retezare.

Confirmarea analitică a rezultatelor.

Pătrundere după direcţia y. Efectuînd înlocuirile în relaţia (8) distanţa de la vîrful dintelui $i = 2$ în cazul roţii rezultă :

$$x_2 = 46 \sin 57{,}29578 \left[\frac{3{,}14159}{2 \cdot 19}(4 \cdot 2 - 3) + \right.$$

$$+ \frac{2 \cdot 0{,}6 \cdot \mathrm{tg}\, 20°}{19} + \mathrm{inv}\, 20° -$$

$$\left. - \mathrm{inv} \left(\arccos \frac{5 \cdot 19 \cdot \cos 20°}{2 \cdot 46}\right)\right] = 19{,}848540 \text{ mm};$$

iar în cazul cuţitului-roată din (9) rezultă:

$$x_{2s} = 33{,}85510 \sin 57{,}29578 \left[\frac{3{,}14159}{2 \cdot 11}(4 \cdot 2 - 3) + \right.$$

$$+ \frac{2 \cdot 0{,}02102 \cdot \mathrm{tg}\, 20°10'14''}{11} + \mathrm{inv}\, 20°10'14'' -$$

$$\left. - \mathrm{inv} \left(\arccos \frac{5 \cdot 11 \cdot \cos 20°10'14''}{2 \cdot 33{,}8551}\right)\right] =$$

$$= 18{,}704265 \text{ mm},$$

deoarece cînd $x_2 > x_{2s}$ nu există retezare după direcţia y.

Pătrundere după direcţia y'. Efectuînd înlocuirile în relaţiile (12) şi (13) rezultă:

$$x_2' = 46 \sin 5729578 \left[\frac{3{,}14159}{2 \cdot 19}(4 \cdot 2 - 1) + \right.$$

$$+ \frac{2 \cdot 0{,}6\ \mathrm{tg}\, 20°}{19} + \mathrm{inv}\, 20° -$$

$$\left. - \mathrm{inv} \left(\arccos \frac{5 \cdot 19 \cdot \cos 20°}{2 \cdot 46}\right)\right] =$$

$$= 26{,}434820 \text{ mm};$$

$$x_{2s}' = 33{,}85510 \sin 57{,}29578 \left[\frac{3{,}14159}{2 \cdot 11}(4 \cdot 2 - 1) + \right.$$

$$+ \frac{2 \cdot 0{,}02102 \cdot \mathrm{tg}\, 20°10'14''}{11} + \mathrm{inv}\, 20°10'14'' -$$

$$\left. - \mathrm{inv} \left(\arccos \frac{5 \cdot 11 \cdot \cos 20°10'14''}{2 \cdot 33{,}8551}\right)\right] =$$

$$= 25{,}890687 \text{ mm}$$

Fiind $x_2' > x_{2s}'$ nu există retezare nici după direcţia y'.

Proiectarea cuţitului-roată.

Parametrii geometrici ai cuţitului-roată fiind determinaţi pe parcursul exemplului (figura 11), urmează în final determinarea lungimii peste 2 dinţi cu relaţia:

$$L_n = m \cos \alpha_s [Z_s\, \mathrm{inv}\, \alpha_s + \pi(n - 0{,}5)] + 2\, m\, \varepsilon_{maj} \sin \alpha_s$$

$$L_2 = 5 \cdot \cos 20°10'14''[11 \cdot \mathrm{inv}\, 20°10'14'' +$$

$$+ 3{,}14159(2 - 0{,}5)] + 2 \cdot 5 \cdot 0{,}02102 \cdot \sin 20°10'14'' =$$

$$= 22{,}979347 \text{ mm}$$

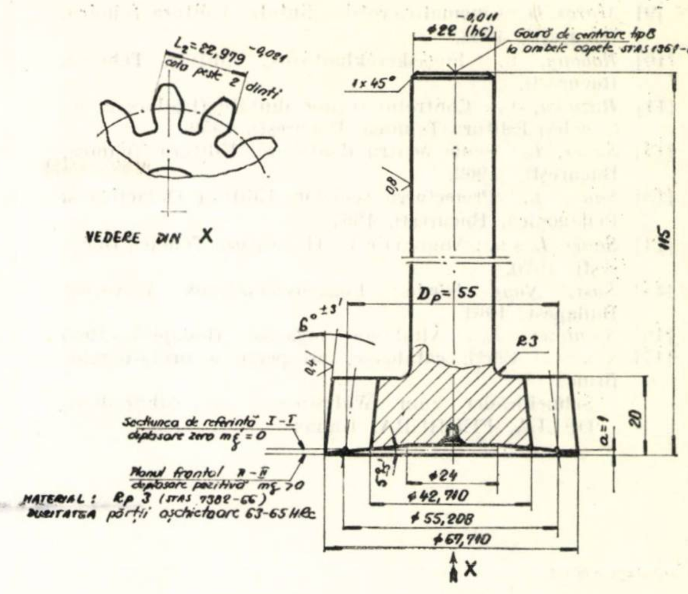


Fig. 11. Desenul de execuţie a cuţitului-roată.

în care:

$$n = \frac{\alpha_s}{180°} \cdot z_s + 0{,}5 = \frac{20°10'14''}{180°} \cdot 11 + 0{,}5 \cong 2$$

(numărul de dinţi peste care se efectuează măsurarea). Abaterea inferioară a lungimii peste 2 dinţi, $a_{in} = -0{,}021$ ($h7$).

Condiţiile tehnice de execuţie şi de recepţie ale cuţitului-roată vor fi corespunzătoare clasei de precizie A (conform STAS 6 655–67) pentru mortezarea roţilor dinţate în clasa a 7-a de precizie.

Concluzii

- **Construind la scara mărită (ex. 10 : 1), cu metoda grafoanalitică prezentată, dantura roţii şi a cuţitului-roată, se poate elimina rapid şi sigur retezarea vîrfului danturii ce se prelucrează.**
- **Efectele interferenţei radiale la danturare interioară pot fi eliminate prin modificarea corespunzătoare a parametrilor danturii (a roţii şi a cuţitului-roată) după cum rezultă din paragraful 2 punctele I şi II.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Botez, E.*: Angrenaje, Editura Tehnică Bucureşti, 1962.

[1] *Duca, Z.*: Teoria sculelor aşchietoare, Editura Tehnică, Bucureşti — 1967.

[3] *Dudley-Winter*: Zahnräder, Springer-Verlag, Berlin Göttingen Heidelberg-1961. RFG.

[4] *Elekes, C.*: Metoda grafoanalitică de eliminare a interferenţei radiale la danturare interioară. În „Construcţia de Maşini", nr. 2—1976.

[5] *Elekes, C.*: Consideraţii cu privire la reversibilitatea sistemelor de determinare a danturilor cilindrice drepte. În „Construcţia de Maşini", nr. 6—1976.

[6] *Enache, St.*: Proiectarea şi tehnologia sculelor aşchietoare. Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti.

[7] *Henriot, G.*: Traité théorique et pratique des engrenages I—II Dunod-Paris, 1960.

[8] *Lăzărescu, I. D.*: Calculul şi construcţia sculelor aşchietoare. Editura Tehnică, Bucureşti, 1961.

[9] *Maros, D.* : Cinematica roţilor dinţate : Editura Tehnică, Bucureşti, 1958.
[10] *Rohony, V.* : Fogaskerékhajtások, Editura Tehnică, Bucureşti.
[11] *Ruzička, V.* : Controlul roţilor dinţate (traducere din l. cehă) Editura Tehnică, Bucureşti, 1959.
[12] *Sauer, L.* : Scule pentru danturare, Editura Tehnică, Bucureşti, 1962.
[13] *Sauer, L.* : Proiectarea sculelor, Editura Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1967.
[14] *Sauer, L.* ş.a. : Angrenaje I–II. Editura Tehnică Bucureşti, 1970.
[15] *Sasi, Nagy István* : Fogazoszerszámok tervezése Budapest, 1961.
[16] *Szeniczei, L.* : Általános fogazás, Budapest–1955
[17] x x x : Cărţi, cataloage, prospecte a următoarelor firme :
– Schneidräder zum Wälzstossen on Zahnrädern, DELLA, FERRERA, Italia ;
– Verzahnungsunterlagen, Maschinenfabrik LORENZ AG, Ettlingen-Baden, RFG;
– Technisches Hilfsbuch, KLINGELNBERG, Berlin Heidelberg 1960 RFG ;
– Misura sui ruli o sfere, Misura tangentiale tra i fianchi dente Calcoto dello spessore dente sui vari raggi, DELLA FERRERA, Italia ;
[18] x x x – Cărţile maşinilor de rectificat dantură ;
– REISHAUER, model O.Z.A., Zürich, Elveţia ;
– CSEPEL-BUDAPEST, model F.K. 320–5 RPU.
[19] x x x – Standarde de stat ;
– STAS 6655–67, Cuţite-roată de mortezat pentru finisare ;
– STAS 6273–60, Angrenaje cilindrice, toleranţe.

CZ : 621.9.001.3

Determinarea unghiului optim de degajare la cuţitele-roată standardizate

Dr. ing. Gheorghe CALEA — Institutul Politehnic Bucureşti

Cuţitul roată este o roată dinţată cilindrică cu dantura dreaptă (sau înclinată) şi cu profil evolventic, care a fost transformată în sculă aşchietoare. Profilul funcţional al dintelui cuţitului-roată corespunde cu forma proiecţiei muchiei aşchietoare pe planul frontal; normală pe axă, plan în care se produce angrenarea şi trebuie să fie identic cu profilul roţii de prelucrat, adică o linie evolventică desfăşurată de pe cercul de bază de rază

$$r_b = r_d \cdot \cos \alpha_d = \frac{m \cdot z_s}{2} \cos \alpha_d \qquad (1)$$

în care :

r_d — raza cercului de divizare a cuţitului roată ;
m — modulul ;
Z_s — numărul de dinţi ai sculei ;
α_d — unghiul de angrenare standardizat.

În sistemul de referinţă ales ca în figura 1, ecuaţiile parametrice ale acestei evolvente sînt :

$$x = r \cdot \cos \varphi_M \,;\; y = r \cdot \sin \varphi_M \,;\; z = 0, \qquad (2)$$

în care r şi φ_M sînt coordonatele punctului curent M al evolventei în planul frontal $Z = 0$.

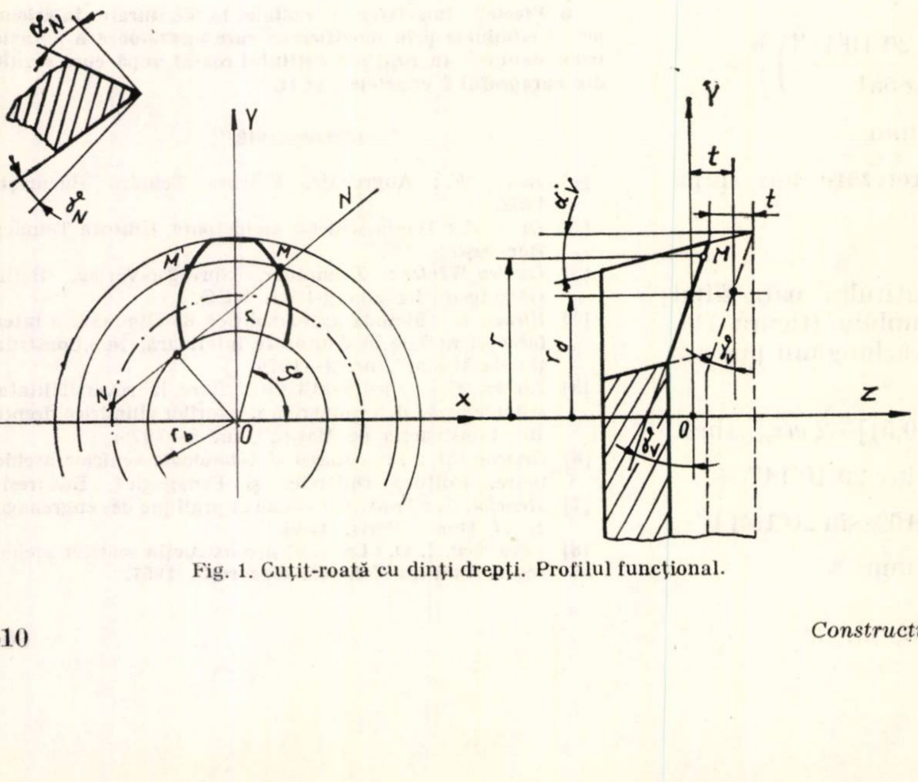


Fig. 1. Cuţit-roată cu dinţi drepţi. Profilul funcţional.

Pentru favorizarea condiţiilor de aşchiere (faţă de degajare) ale cuţitului roată, comună tuturor dinţilor este o suprafaţă conică circulară, care conţine cercul de divizare r_d din planul xoy considerat în secţiunea de referinţă.

Generatoarele conului fac cu planul xoy unghiul de degajare pozitiv γ_v. Ecuaţiile acestei suprafeţe conice în sistemul de referinţă $oxyz$ vor fi :

$$x = r \cdot \cos \varphi \,:\; y = r \cdot \sin \varphi \,;$$

$$Z = (r - r_d) \mathrm{tg}\, \gamma_v - t \qquad (3)$$

în care t poate lua valori pozitive sau negative,

fiind egal cu zero în secţiunea de referinţă (t reprezintă grosimea stratului îndepărtat de pe suprafaţa de degajare prin reascuţire).

Muchia necesară tăişului dintelui, ia naştere prin intersecţia suprafeţei evolventice primare (2) cu suprafaţa de degajare (3)

$$x_M = r \,.\, \cos\varphi;\; y_M = r\cdot\sin\varphi;\; Z_M = (r - r_d)\,\mathrm{tg}\,\gamma_v - t \qquad (4)$$

Pentru ca dinţii cuţitului-roată să formeze fiecare cîte un cuţit de mortezat, trebuie ca, pe fiecare porţiune de tăiş, acestea să posede unghiurile de aşezare necesare. Porţiunea de tăiş de la vîrful dintelui capătă unghiul de aşezare necesar prin strunjirea conică, sub unghiul α_v a suprafeţei periferice exterioare a sculei. Unghiul de aşezare lateral se obţine prin formarea flancurilor ca nişte suprafeţe evolventice elicoidale-cilindrice, fiecare dintre acestea avînd înclinarea spre interiorul capului dintelui, adică cele două elicoide ale celor două flancuri avînd sensuri de rotire opuse.

Ecuaţiile flancului lateral evolventic-elicoidal al dintelui (feţei de aşezare) se pot scrie sub forma :

$$x_\alpha = r\cdot\cos\varphi;\; y_\alpha = r\cdot\sin\varphi;\; z_\alpha = (r - r_d)\,\mathrm{tg}\gamma_v - p_e\,(\varphi - \varphi_m) \qquad (5)$$

$pe = \dfrac{Pe}{2\pi}$ este parametrul elicei cilindrice, P_e fiind pasul acesteia în direcţia paralelă cu axa cilindrului (pentru flancul stîng).

Dacă se intersectează flancurile definite prin ecuaţia (5) cu planul frontal $Z = O$ se obţine curba cu coordonatele

$$\varphi = \varphi_m + \frac{(r - r_d)\,\mathrm{tg}\,\gamma_v}{pe} : z = 0 \qquad (6)$$

care se vede că nu este evolventică, deorece coordonatei evolventice i se adaugă abaterea unghiului variabil :

$$\Delta\varphi = \varphi - \varphi_m = \frac{(r - r_d)\mathrm{tg}\gamma_v}{pe}$$

Din această cauză se înlocuieşte profilul neevolventic al cuţitului roată definit de curba (6) cu un profil evolventic de înlocuire cu unghiul de angrenare modificat conform relaţiei :

$$\mathrm{tg}\alpha_s = \mathrm{tg}\alpha_d(1 + \mathrm{tg}\gamma_v\cdot\mathrm{tg}\,\alpha_v) \qquad (7)$$

unghiul de aşezare pe cilindrul de divizare este dat de relaţia :

$$\mathrm{tg}\,\alpha'_d = \mathrm{tg}\,\alpha_v\cdot\mathrm{tg}\,\alpha_d$$

care înlocuit în relaţia (7) se obţine în final :

$$\mathrm{tg}\alpha_s = \mathrm{tg}\alpha_r + \mathrm{tg}\gamma_v\,\mathrm{tg}\,\alpha'_d \qquad (8)$$

în care :

- α_s — unghiul de angrenare al cuţitului-roată ;
- α_r — unghiul de angrenare al roţii de prelucrat (standardizată) ;
- α'_d — unghiul de aşezare pe cercul de divizare.

Derivînd relaţia (8) se obţine variaţia unghiului de angrenare al roţii de prelucrat, în funcţie de variaţia unghiului de degajare :

$$\Delta\alpha_r = \Delta\gamma\,\frac{\cos^2\alpha_r}{\cos^2\gamma_v}\cdot\mathrm{tg}\,\alpha' d \qquad (9)$$

cu valorile normalizate ale unghiurilor :

$$\alpha_r = 20°;\; \gamma_v = 5°;\; \alpha'_d = 2°$$

relaţia (9) devine :

$$\Delta\alpha_r = 0{,}032\cdot\Delta\gamma \qquad (10)$$

Cu ajutorul relaţiei (10) se pot compensa cele mai mici erori ale unghiului de angrenare prin corijarea unghiului feţei de degajare cu valoarea corespunzătoare.

În urma reascuţirii cuţitului-roată se modifică şi unghiul de angrenare efectiv în sensul măririi acestuia. La o înălţime de ascuţire h (fig. 2) rezultă modificarea unghiului de angrenare conform relaţiei :

$$\Delta\alpha = \frac{2.\mathrm{tg}^2\alpha'_d\,\mathrm{tg}\gamma_v}{\mathrm{tg}^2\alpha_s\cdot\sin\,\alpha_s}\cdot\frac{h}{D_d} \qquad (11)$$

Cu valorile normalizate ale unghiurilor relaţia (11)
devine :

$$\Delta\alpha = 950\,\frac{h}{D_d}\;[\mathrm{sec.}] \qquad (12)$$

Dacă se însumează eroarea unghiului de angrenare datorită unghiului de degajare şi eroarea datorită înălţimii de ascuţire se obţine :

$$\Delta\alpha_r + \Delta\alpha = \Delta\gamma\,\frac{\cos^2\alpha_r}{\cos^2\cdot\gamma_v}\,\mathrm{tg}\alpha'_d + \frac{2\cdot\mathrm{tg}^2\alpha'_d\cdot\mathrm{tg}\gamma_v}{\mathrm{tg}^2\alpha_s\cdot\sin\,\alpha_s}\cdot\frac{h}{D_d} \qquad (13)$$

Pentru ca modificările unghiului de angrenare să poată fi comparate cu toleranţele angrenajelor (STAS 627—60), este necesar să se ţină seama de devierea profilului cremalierei

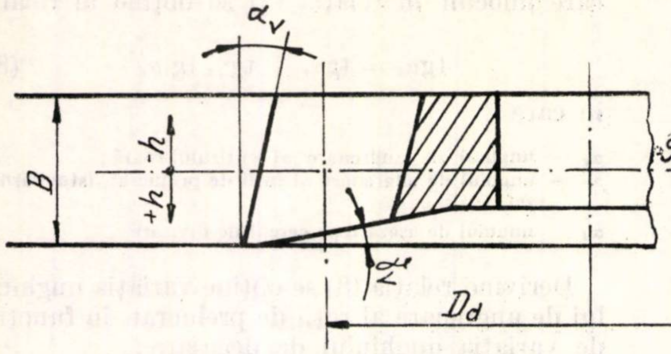


Fig. 2. Cuțit-roată cu dinți drepți. Secțiunea de referință.

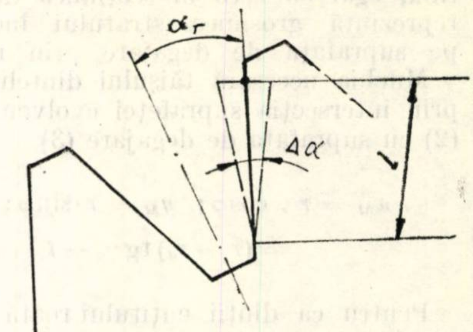


Fig. 3. Variația unghiului de angrenare în urma reascuțirii.

de referință care rezultă din modificările unghiului de angrenare $\Delta\alpha$ (fig. 3).

$$\Delta P = L\cdot\Delta\alpha = m\cdot\pi\cdot\varepsilon\cdot\sin\alpha_s\,\frac{2\cdot \mathrm{tg}\cdot\gamma_v\cdot \mathrm{tg}^2\alpha_d'}{\mathrm{tg}^2\alpha_s\cdot\sin\alpha_s}\cdot$$

$$\cdot\frac{h}{m\cdot z_s} = 2\cdot\pi\cdot\varepsilon\cdot \mathrm{tg}\gamma_v\,\frac{\mathrm{tg}^2\alpha_d'}{\mathrm{tg}^2\alpha_s}\cdot\frac{h}{Z_s} \qquad (14)$$

Cu relația (15) se poate calcula toleranța formei profilului funcție de eroarea unghiului de angrenare și modul. Pentru compararea toleranței formei profilului cuțitului roată cu toleranțele standardizate pentru angrenaje, valorile toleranței obținută prin calcul trebuie să se încadreze într-o clasă superioară clasei de precizie a roții prelucrate (tabelul 1).

Tabelul 1

Compararea formei profilului cu toleranțele standardizate.

Variația unghiului de degajare ($\Delta\gamma$)	15'	31'	47'	1°2'	1°18'	1°34'	1°50'	2°5'
Variația unghiului de angrenare ($\Delta\alpha$)	30"	1'	1'30"	2'	2'30"	3'	3'30"	4'
Clasa de precizie a roții prelucrate								
Modul 0,6-1,5	1	1	1	1	2	2	3	3-4
Modul 1,5-4.0	1	2	3	4	5	5	6	6-7
Modul 4,0-10	2	4	5	6	7	7	8	8

în care :

$L = m\cdot\pi\cdot\varepsilon\cdot\sin\alpha_s$ — lungimea profilului activ al dintelui cremalierei roții prelucrate;
ε — grad de acoperire;
z_s — numărul de dinți ai cuțitului roată;

Gradul de acoperire a profilului la majoritatea împerechierilor de roți cilindrice cu dinți drepți are valori cuprinse între 1,14....1,45. Pentru utilizarea cuțitului-roată ca sculă universală trebuie stabilite valori medii. Aici în calcul se poate lua:

$$\varepsilon = 1{,}3$$

Înlocuind în relația (13) valorile normalizate pentru unghiuri ($\gamma_v = 5°$, $\alpha_d' = 2°$, $\alpha_s = 20°$, $\varepsilon = 1{,}3$) și înlocuind devierea profilului (ΔP) cu toleranța formei profilului standardizat T_{fp} se obține relația:

$$\Delta P = T_{fp} = 0{,}0065\,\frac{h}{Z_s} \qquad (15)$$

în care dacă se înlocuiește înălțimea de ascuțire cu valoarea dedusă din relația (12) se obține:

$$T_{fp} = 6{,}85\cdot10^{-6}\cdot\Delta\alpha\cdot m \qquad (16)$$

Punînd condiția în relația (13) ca suma erorilor unghiului de angrenare să fie nulă se obține relația de calcul pentru unghiul de degajare optim:

$$\Delta\gamma = \gamma_{opt} - \gamma_0$$

$$\gamma_{opt} = \gamma_0 - \frac{57{,}3\cdot\sin 2\gamma_0\cdot \mathrm{tg}^2\alpha_d'}{\sin\alpha_s\cdot \mathrm{tg}\alpha_d'\,\cos^2\alpha_r\cdot \mathrm{tg}^2\alpha_s}\cdot\frac{h}{D_d} \qquad (17)$$

în care:

γ_{opt} — unghiul de degajare optim;
γ_0 — unghiul de degajare normalizat;
h — înălțimea de ascuțire;
D_d — diametrul de divizare al cuțitului-roată cu valorile normalizate relația (17) care reprezentată grafic are forma din figura 4 a.

Dacă în locul înălțimii de ascuțire h se reprezintă pe axa absciselor lățimea H de utilizare a cuțitului-roată, lățime ușor de măsurat cu șublerul sau micrometrul după fiecare reascuțire, se obțin graficele din figura 4, b, c, d, e, f. care pot fi utilizate la ascuțirea corectă a cuțitelor- roată de mortezat pentru finisare.

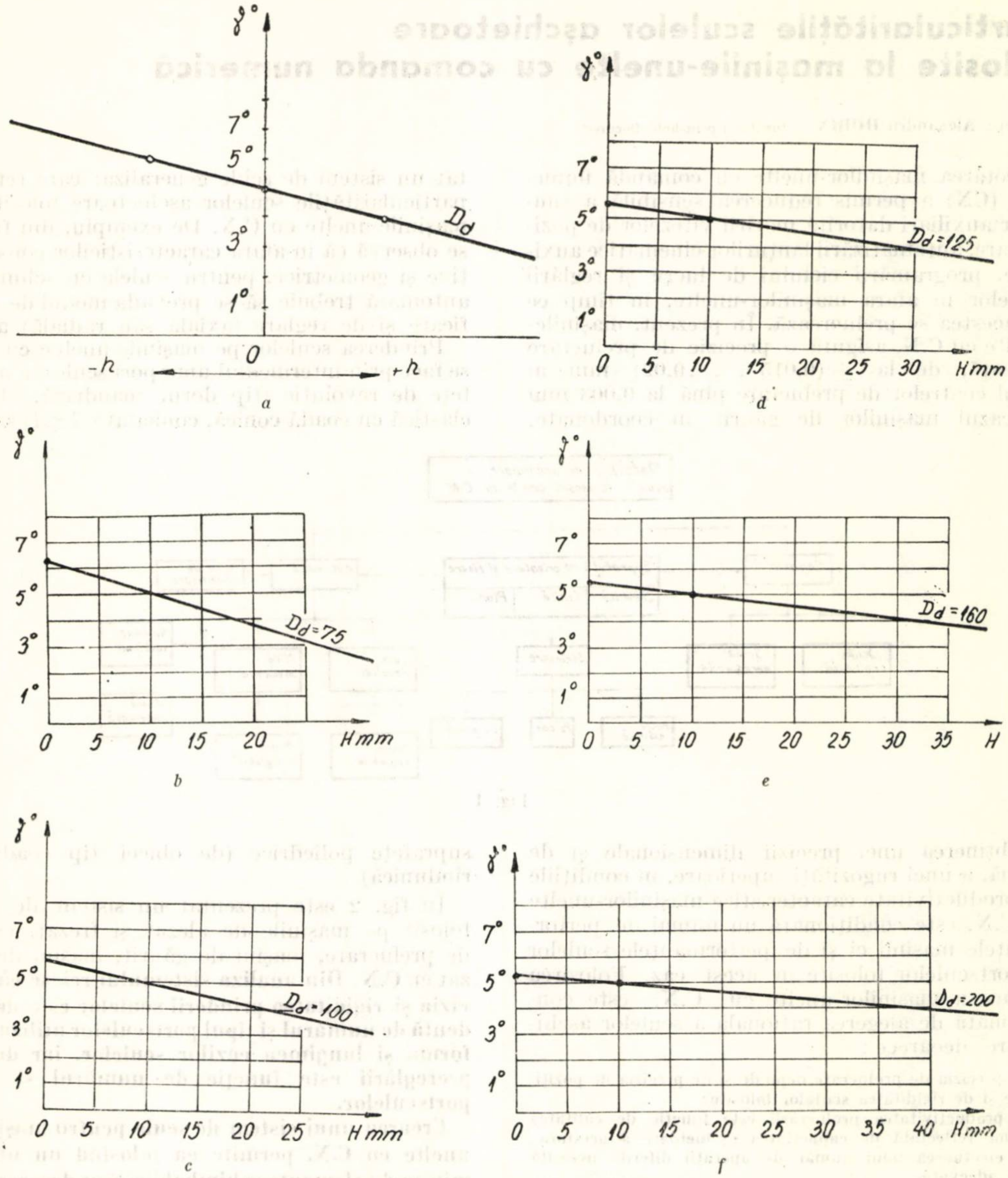


Fig. 4. Alegerea grafică a unghiului de degajare optim funcţie de înălţimea cuţitului-roată după reascuţire.

Concluzii

Erorile de profil ale cuţitelor-roată, care sînt inevitabile la execuţia acestora pot fi înlăturate prin ascuţirea feţei de degajare la un unghi corespunzător.

Relaţiile cu aplicaţie practică deduse în această lucrare precum şi graficele respective, au importanţă deosebită la obţinerea unei geometrii corecte prin ascuţire, astfel încît să obţinem la dantura prelucrată precizia standardizată.

În această lucrare s-a ajuns la concluzia că valoarea unghiului de degajare al cuţitului-roată prevăzut în STAS ca fiind constant pentru toate dimensiunile de scule, indiferent de gradul de ascuţire, nu asigură în toate cazurile toleranţele prescrise pentru profilul roţilor prelucrate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Calea, Gh. şi Todea, Gh*—Metodă de ascuţire a cuţitelor-roată Sykes : În : Construcţia de maşini nr. 9, 1970.

[2] *Verzahltechnik Lorenz:* Gmbh &, Co Fttlingen Handbuch Verzahnwerkzenge.

[3] *I. Looman:* V.D.I. Zeitschrift, 109 nr. 6. 1967

CZ : 621.91.02 : 621.9 : 6 21 – 52

Particularităţile sculelor aşchietoare folosite la maşinile-unelte cu comanda numerică

Dr. ing. Alexandru DORIN – Institutul politehnic Bucureşti

Dotarea maşinilor-unelte cu comandă numerică (CN) a permis reducerea sensibilă a timpilor auxiliari datorită măririi vitezelor de poziţionare, automatizării lanţurilor cinematice auxiliare, programării ciclului de lucru şi reglării sculelor în afara maşinilor-unelte, în timp ce pe acestea se prelucrează. În prezent, maşinile-unelte cu C.N. asigură o precizie de prelucrare ridicată, de la $\pm$ (0,015 . . .0,02) mm în cazul centrelor de prelucrare pînă la 0,003 mm în cazul maşinilor de găurit în coordonate.

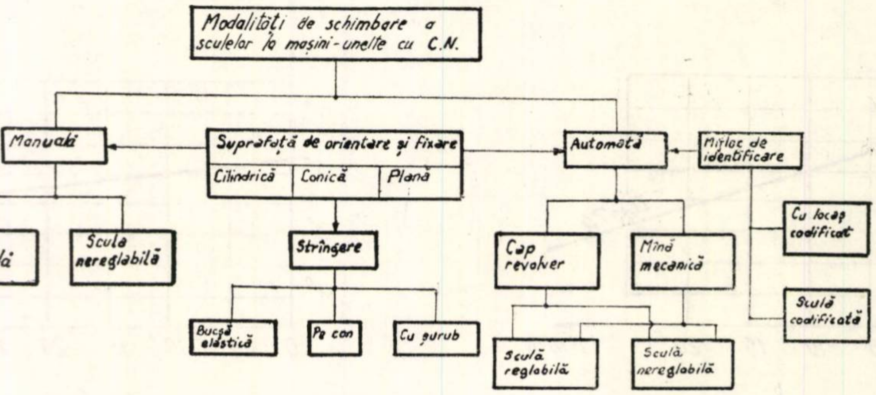


Fig. 1.

Obţinerea unei precizii dimensionale şi de formă, a unei rugozităţi superioare, în condiţiile de productivitate caracteristice maşinilor-unelte cu C.N. este condiţionată nu numai de performanţele maşinii ci şi de performanţele sculelor şi portsculelor folosite în acest caz. Folosirea eficace a maşinilor-unelte cu C.N. este condiţionată de alegerea raţională a sculelor aşchietoare deoarece :

– precizia de prelucrare depinde şi de precizia de poziţionare şi de rigiditatea sculelor folosite ;
– productivitatea prelucrării este funcţie de calitatea sculelor reflectată de capacitatea aşchietoare a acestora ;
– efectuarea unui număr de operaţii diferite necesită scule adecvate.

Unele din particularităţile maşinilor-unelte cu C.N. ca de exemplu : automatizarea ciclului de prelucrare, schimbarea automată a sculelor (la centrele de prelucrare sau la maşinile prevăzute cu cap revolver) compensarea uzurii sculei, lipsa dispozitivelor de ghidare a sculelor la prelucrarea găurilor, utilizarea sculelor prereglate etc. au impus tratarea unitară a sculelor şi a portsculelor. Aceasta a avut drept scop crearea unui sistem de scule aşchietoare şi dispozitive de prindere a acestora pentru maşinile-unelte cu C.N. În figura 1 este prezentat un sistem de scule generalizat care reflectă particularităţile sculelor aşchietoare folosite pe maşinile-unelte cu C.N. De exemplu, din figură se observă că în afara caracteristicilor constructive şi geometrice, pentru sculele cu schimbare automată trebuie să se prevadă modul de codificare şi de reglare (axială sau radială) a lor.

Prinderea sculelor pe maşinile-unelte cu C.N. se face prin intermediul unor port scule cu suprafeţe de revoluţie (tip dorn, mandrină, bucşă elastică cu coadă conică, conicitate 7 :24) sau cu suprafeţe poliedrice (de obicei tip coadă de rîndunică).

În fig. 2 este prezentat un sistem de scule folosit pe maşinile de alezat şi frezat, centre de prelucrare, maşini de găurit, maşini de frezat cu C.N. **Din analiza sistemului reiese că precizia şi rigiditatea prinderii sculelor este dependentă de numărul şi tipul portsculelor utilizate de forma şi lungimea cozilor sculelor, iar durata prereglării este funcţie de numărul şi tipul portsculelor.**

Crearea unui sistem de scule pentru maşinile-unelte cu C.N. permite ca folosind un număr minim de elemente schimbabile să se deservească cît mai multe maşini.

De exemplu, în cazul cuţitelor cu plăcuţe schimbabile acest lucru este posibil dacă sistemul de prindere al plăcuţei este simplu, numărul de piese componente este mic, sistemul de prindere al plăcuţei este folosit atît pentru plăcuţele standard cît şi pentru cele speciale, dacă sistemul se poate folosi la prelucrări interioare şi exterioare, dacă este asigurată formarea, fragmentarea şi eliminarea aşchiilor. Aceste cerinţe, au dus la normalizarea şi standardizarea formei şi dimensiunilor locaşului plăcuţei,

formei şi dimensiunilor corpului sculelor şi a plăcuţelor.

La maşinile-unelte cu C.N. se pot folosi scule standardizate şi scule speciale. Sculele standar-

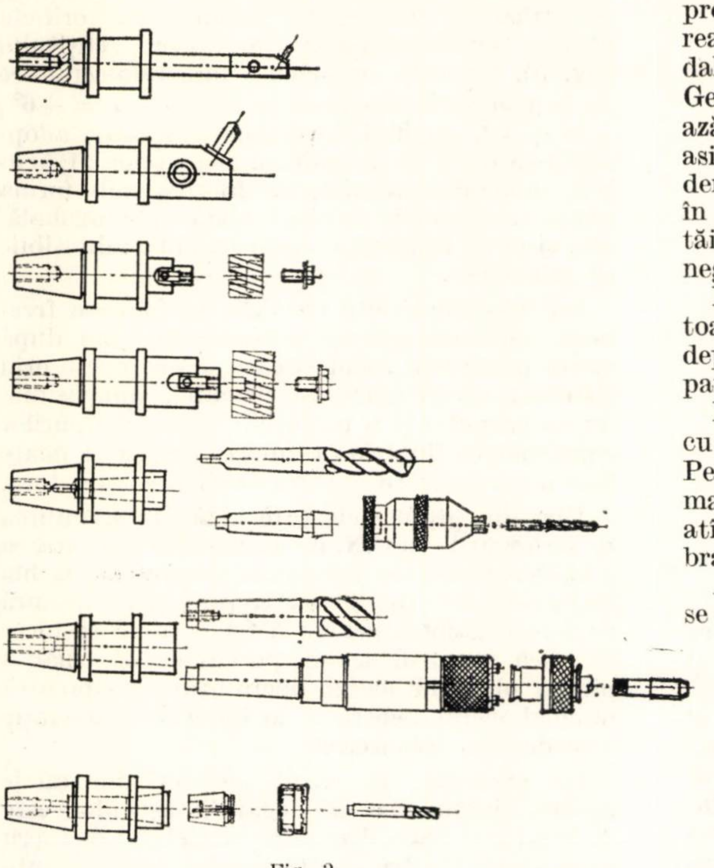


Fig. 2.

dizate trebuie să îndeplinească condiţii tehnice ridicate (proprietăţi aşchietoare, precizie dimensională şi de formă, rugozitate) după cum urmează :

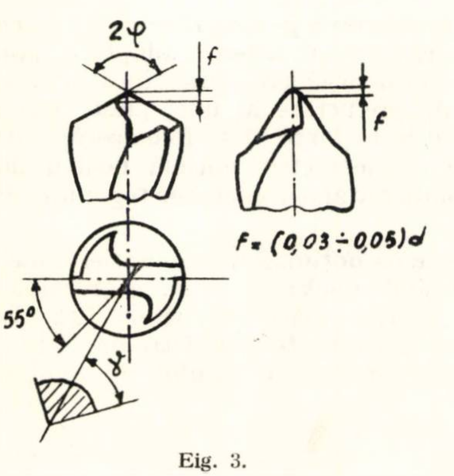


Fig. 3.

Burghiele elicoidale trebuie să aibă o abatere de la concentricitate a miezului de max. 0,1 mm, o bătaie radială în funcţie de diametru de max. 0,03...0,1 mm şi o deplasare a tăişului transversal de max. 0,04 . . 0,08 mm. Pentru prelucrarea găurilor foarte precise se folosesc burghie elicoidale care au lungimea egală cu 4—5 diametre. Pentru mărirea preciziei de prelucrare la găurire, se recomandă ca ascuţirea burghielor să fie făcută prin metoda elicoidală iar tăişul transversal să fie subascuţit. Geometria burghielor elicoidale, care aşchiază în plin, trebuie să fie astfel aleasă încît să asigure o centrare precisă în momentul pătrunderii în piesă. Aceasta se realizează prin formarea în urma ascuţirii a unei proeminenţe în zona tăişului transversal şi micşorarea unghiurilor negative ale acestuia (fig. 3).

La *alezoare* bătaia radială a părţii aşchietoare, în funcţie de diametru, nu trebuie să depăşească 0,02 . . .0,03 mm, iar pentru partea de calibrare, 0,01 . . .0,015 mm.

Pentru tăierea filetelor pe maşinile-unelte cu C.N. se folosesc *tarozi* cu profilul rectificat. Pentru prelucrarea găurilor înfundate se recomandă utilizarea tarozilor cu canale elicoidale atît pe partea de atac cît şi pe partea de calibrare.

Alezajul frezelor frontale cu dinţi demontabili se execută în clasa I de precizie. Bătaia radială maximă admisibilă a dinţilor frezei este 0,03 . .0,05 mm, funcţie de diametru. Diametrul frezelor cilindrice cu coadă se execută în clasa a II-a de precizie. Pentru frezele cilindrice cu canale elicoidale, unghiul ω al elicei se recomandă să fie de 30° sau 45°.

Folosirea sculelor speciale măreşte eficacitatea utilizării maşinilor-unelte cu C.N. În multe cazuri utilizarea lor în locul sculelor standardizate este mult mai raţională. De exemplu, folosirea frezelor cilindro-frontale de diametru mic la operaţiile de copiere (conturare) este condiţionată de profilul piesei şi de mărimea durabilităţii. Prin folosirea unor freze nestandardizate cu diametrul mai mare cu 0,076—0,127 mm decît diametrul normalizat, în urma reascuţirii frezei cu 0,125 mm, durata de utilizare a acestor scule pe maşinile de frezat cu C.N., creşte de circa două ori.

Dintre construcţiile de scule speciale recomandate pentru maşinile-unelte de găurit şi alezat cu C.N. trebuie menţionate burghiele elicoidale combinate, în trepte, burghiele late.

La prelucrarea găurilor de diametru 30—100 mm şi lungime mică este raţional să se întrebuinţeze burghie late cu cuţite demontabile. În acelaşi corp se pot monta plăcuţe schimbabile pentru prelucrarea găurilor de diverse diametre şi forme. Aceste burghie au o rigiditate mult mai mare decît burghiele elicoidale, existînd posibilitatea aducerii prin interiorul lor a lichidului de răcire.

Tot din categoria sculelor speciale fac parte frezele frontale cu dinţi demontabili şi pas variabil (fig. 4), freze cu număr mic de dinţi.

Folosirea frezelor cu pas unghiular variabil prezintă avantajul atenuării vibraţiilor apărute în timpul procesului de aşchiere. Micşorarea numărului de dinţi la frezele frontale

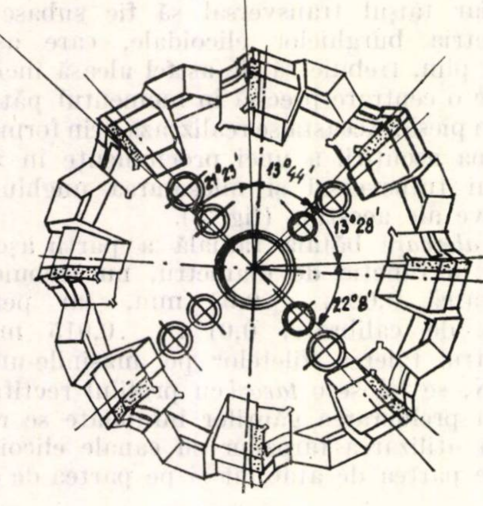


Fig. 4.

permite mărirea rigidităţii sculei şi deci mărirea stabilităţii procesului de aşchiere, precum şi degajarea mult mai uşoară a aşchiilor.

Scula aşchietoare ca element component al sistemului elastic maşină-unealtă-piesă-sculă-dispozitiv joacă un rol extrem de important în mărirea productivităţii şi preciziei de prelucrare. Productivitatea şi economicitatea prelucrării pot fi mărite considerabil prin folosirea unor noi materiale de scule, prin îmbunătăţirea construcţiei şi geometriei sculelor.

Din analiza gamei foarte mari de scule cu plăcuţe din aliaje dure sau mineralo-ceramice fixate mecanic reiese că datorită perfecţionării construcţiei acestora a crescut viteza de aşchiere, s-a micşorat puterea consumată în procesul de aşchiere, se pot obţine rugozităţi mici şi precizii de formă ridicate şi se simplifică operaţiile de reglare.

Perfecţionările aduse tipurilor de bază au constat în îmbunătăţirea bazării, fixării şi montării plăcuţei în corpul sculelor, în optimizarea geometriei, în folosirea unor noi mărci de materiale de scule, precum şi în îmbunătăţirea construcţiei şi creşterea rigidităţii a însăşi corpului sculei.

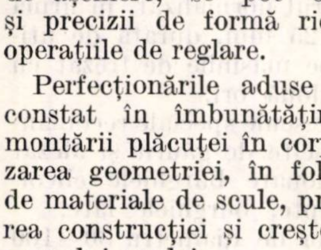


Fig. 5.

La maşinile-unelte cu C.N. se recomandă folosirea tot mai mult a sculelor aşchietoare cu plăcuţe schimbabile din aliaj dur sau mineralo-ceramic. În prezent, la cuţitele de strung se utilizează îndeosebi plăcuţe cu orificiu central pentru fixarea în corpul cuţitului (fig. 5). Cuţitele cu plăcuţe mineralo-ceramice cu o geometrie standard ($\gamma = -6°$; $\alpha = +6°$; $\lambda = +4°$), unghiul de degajare negativ adoptîndu-se datorită fragilităţii plăcuţelor. Plăcuţele mineralo-ceramice se fabrică sub forma pătrată, rombică, triunghiulară, pentagonală, etc. şi după atingerea uzurii maxime admisibile se înlocuiesc.

La maşinile-unelte cu C.N. se folosesc frecvent scule cu plăcuţe schimbabile care după uzură nu se mai ascut şi care se deosebesc prin sistemul de prindere al plăcuţei, dimensiuni, forma corpului şi a plăcuţei. Numărul tipurilor constructive fiind foarte mari cu greu se poate face o normalizare sau standardizare a acestora.

Una din problemele care apare la strunjirea pe strungurile cu C.N. o constituie fragmentarea aşchiilor. Ciclul de lucru fiind programat, aşchia trebuie să fie fracţionată treptat şi pe măsură ce este degajată, pentru a nu risca să se încolăcească în jurul sculei, port-sculei şi chiar a piesei, obligînd astfel operatorul să oprească manual ciclul pentru a le îndepărta, operaţie întotdeauna laborioasă.

De exemplu, în cazul pieselor din aliaje uşoare, timpul necesar degajării aşchiilor este de 3 ori mai mare decît timpul ciclului de lucru programat. Pentru a evita aceste inconveniente trebuie respectate următoarele raporturi pentru cuţitele de strung (fig. 6) : $15° \leqslant \varphi \leqslant 45°$; $0{,}7\, a \leqslant R \leqslant a$; $0{,}2 \leqslant r \leqslant 0{,}4\, a$.
De asemenea, există un raport între a şi l determinat experimental pentru fiecare material de prelucrat [1].

La prelucrarea pe maşinile-unelte cu comandă numerică sau cu sisteme adaptive, parametrii regimului de aşchiere se modifică în cursul unui ciclu de prelucrare al unei piese. Din această cauză este raţional să se folosească scule aşchietoare cu geometrie optimă pentru domeniul de modificare al parametrilor regimului de aşchiere.

Problema optimizării geometriei sculelor pentru maşinile-unelte cu C.N. se rezolvă cu ajutorul teoriei luării deciziilor [2]. În acest scop se întocmeşte matricea de cîştiguri (fig. 7), împărţindu-se domeniul de modificare al

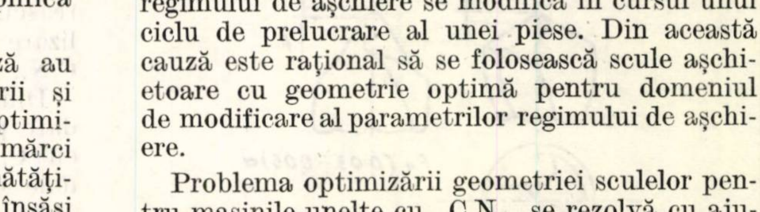


Fig. 6.

Geometria sculei unghiul $\alpha, \gamma, \lambda, \varkappa$	Parametrii regimului de așchiere: s, t, v					
	$\bar{P}_1$	$\bar{P}_2$	...	$\bar{P}_j$	...	$\bar{P}_n$
$\bar{G}_1$	T_{11}	T_{12}	...	T_{1j}	...	T_{1n}
$\bar{G}_2$	T_{21}	T_{22}	...	T_{2j}	...	T_{2n}
⋮	⋮	⋮		⋮		⋮
$\bar{G}_i$	T_{i1}	T_{i2}	...	T_{ij}	...	T_{in}
⋮	⋮	⋮		⋮		⋮
$\bar{G}_n$	T_{n1}	T_{n2}	...	T_{nj}	...	T_{nn}

Fig. 7.

parametrilor regimului de așchiere P în cîteva domenii parțiale $P_j(j = 1,2,...,n)$ și se aleg valorile optime ale parametrilor geometrici $\bar{G}_i$ (γ_i α_i.. λ_i) în centrul C_j al fiecărui domeniu parțial P_j. Alegerea parametrilor geometrici G_i se simbolizează ca fiind acțiunea $\bar{G}_i$ și corespunzător se calculează mărimea durabilității T_{ij} în centrul C_j al fiecărui domeiu parțial P_j, pe baza relațiilor de dependență dintre durabilitate și parametrii regimului de așchiere. Prin $\bar{P}_j$ se notează valoarea medie a parametrului de așchiere corespunzător domeniului P_j. Deci $T_{ij} = F(\bar{G}_i, \bar{P}_j)$

Dacă se cunoaște distribuția probabilistică a alegerii parametrilor regimului de așchiere din domeniile P_i sau se presupune o anumită distribuție, criteriul de optimizare pentru rezolvarea problemei este criteriul riscului minimax care permite să se determine geometria sculei în așa fel încît să se realizeze pierderea minimă de durabilitate a sculei pentru cele mai nefavorabile condiții de așchiere.

Dacă nu se cunoaște distribuția probabilistică a alegerii parametrilor regimului de așchiere din domeniile P_i, atunci se alege ca geometrie optimă geometria pentru regimul de așchiere cu cea mai mare frecvență de utilizare.

În cazurile cele mai frecvente, ca distribuție presupusă a regimurilor de așchiere se alege distribuția de probabilitate egală care se consideră satisfăcătoare pentru domenii nu prea mari de variație a parametrilor regimului de așchiere. În acest caz criteriul de optimizare este criteriul Bays. Valoarea optimă a mărimii G_i va fi dată de valoarea:

$$max \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} T_{ij}$$

Pe baza celor prezentate succint în lucrare se poate conchide că sculele așchietoare destinate prelucrării pe mașinile-unelte cu C.N. trebuie să îndeplinească următoarele cerințe:

a) rigiditate mare;
b) simplitate constructivă;
c) ascuțire și control cu mijloace precise;
d) capacitate de așchiere ridicată la viteze de așchiere mari;
e) să permită prereglarea în timp cît mai scurt;
f) să asigure eliminarea ușoară a așchiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] – *Laurent, R., Thomas, C.* – Les eutils coupants en C.N. „În Machine moderne", nr. 784, 1974.

2] *Kocerghin, A. I.* – Opredelenie gheometrii instrumenta optimalinoi dlia nekotoroi oblestii izmeneniia elementov rejima rezaniia In: „Mașinostroenie i priborostroenie", nr. 7, Vișeisaia scola, Minsk, 1975.

CZ: 621.9.016 :621.941

Influența parametrilor tehnologici principali asupra rugozității suprafeței prelucrate prin supranetezire cu banda abrazivă

Ing. Viorel S. BADEA – I.P.C.U.P. – București și dr. ing. Ștefan RUSU – șef lucr. Fac. Utilaj Tehnologic – București

Supranetezirea cu bandă abrazivă este impusă de avantajele pe care acest procedeu de prelucrare le are în raport cu rectificarea cu disc abraziv. Astfel, datorită flexibilității benzilor abrazive se poate realiza modificarea în limite largi a suprafețelor de contact sculă-piesă și, implicit, devine posibilă, reglarea presiunii de contact și a cantității de particule abrazive din zona de așchiere conform calităților fizico-mecanice ale piesei prelucrate și condițiilor tehnice impuse piesei. Pe de altă parte, forțele de așchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă sînt, pentru o aceeași adîncime a stratului așchiat, de aproximativ două ori mai mici în comparație cu forțele ce apar la rectificarea cu disc abraziv. [1, 2]. Ca urmare, temperatura dezvoltată în zona de așchiere este mai mică, defectele termoplastice sînt mai reduse, iar structura stratului superficial mai uniformă față de parametrii similari obținuți prin rectificarea cu disc abraziv. În final, calitatea suprafeței prelucrate, atît din punct de vedere al rugozității suprafeței, cît și din cel al ponderii tensiunilor remanente de compresiune din stratul superficial, este net superioară. Enumerarea de mai sus nu epuizează toată

gama avantajelor pe care le presupune utilizarea rectificării cu bandă abrazivă în comparaţie cu alte procedee de prelucrare finală a organelor de maşini.

În cele ce urmează se va determina influenţa parametrilor tehnologici principali ai procesului de supranetezire cu bandă abrazivă asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate. Problema a fost impusă de rezolvarea unor cerinţe stringente de producţie, care reclamau crearea unui sistem capabil să supranetezească atît porţiunile cilindrice cît şi zonele de racordare ale fusurilor maneton şi palier ale arborilor cotiţi [3]. Faţă de alte situaţii de prelucrare cu bandă abrazivă, s-au imprimat benzii vibraţii longitudinale cu ajutorul unor mase excentrice montate pe rola de antrenare. Folosirea vibraţiilor ajută la evacuarea mai rapidă a produselor rectificării de pe suprafaţa de lucru a sculei, mărind astfel, productivitatea prelucrării şi îmbunătăţind calitatea suprafeţei prelucrate. Este de menţionat că în afara acestor efecte primare ale utilizării benzii se produc şi consecinţe care necesită un studiu mai amplu cu scopul de a defini regimul optim de vibraţie al benzii. Astfel, cinematica complexă a supranetezirii cu bandă în prezenţa vibraţiilor acesteia determină o variaţie a unghiului de degajare funcţional γ (de regulă, $\gamma<0$) al unei particule abrazive oarecare, în raport cu valoarea sa de referinţă. Este posibil ca această variaţie $\Delta\gamma$ să implice atingerea sau chiar depăşirea valorii critice care discerne între acţiunea de aşchiere şi cea de strivire a materialului de prelucrat de către particula abrazivă. Ca atare, este de aşteptat ca un anumit regim de vibraţii imprimate benzii să favorizeze o pondere mai mare a acţiunii de aşchiere, în timp ce un alt regim de vibraţii, o pondere mai mare a acţiunii de strivire, ultima fiind, de pildă, de preferat atunci cînd se urmăreşte o extindere a tensiunilor remanente de compresiune în stratul superficial. Pe de altă parte, prezenţa vibraţiilor benzii impune o variaţie a pătrunderii instantanee a particulei abrazive în materialul de prelucrat în jurul unei valori de referinţă. La pătrunderi mai mari creşte productivitatea prelucrării iar forţa specifică de aşchiere scade, în timp ce la pătrunderi mai mici creşte ponderea acţiunii de strivire a materialului de prelucrat, şi implicit, forţa de frecare bandă-piesă cu implicaţii nefavorabile asupra durabilităţii benzii.

Oprindu-ne numai la sesizarea acestor posibile implicaţii ale utilizării vibraţiilor benzii abrazive, vom defini regimul optim de vibraţii prin mărimea forţei perturbatoare F_p care determină un minim al parametrului de rugozitate R_a al suprafeţei prelucrate în situaţia de aşchiere analizată. Evident, prin luarea în considerare a unor condiţii de aşchiere diferite, inclusiv a unor alte dispozitive de supranetezire cu bandă abrazivă se va avea o imagine mai completă asupra influenţei vibraţiilor benzii abrazive asupra performanţelor procedeului.

Dispozitivul de supranetezire utilizat în cadrul experimentărilor efectuate (fig. 1) este montat pe un strung normal şi este prevăzut cu un set de şaibe de antrenare de diferite diametre pentru obţinerea unor viteze diferite de translaţie a benzii [4]. Dispozitivul este echilibrat static şi printr-un sistem de contragreutăţi etalonate asigură realizarea unei apăsări cu valoare constantă.

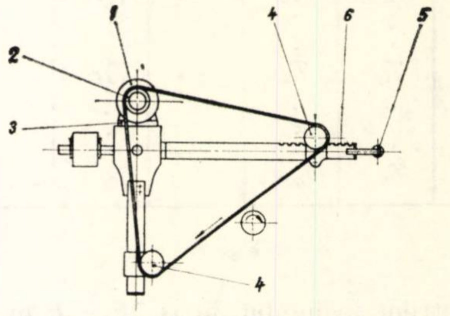


Fig. 1. — Vedere generală a dispozitivului de supranetezit cu bandă abrazivă.
1 — Motor electric 2,2 kW, 3000 rot/min; 2 — şaibă de antrenare; 3 — Suport; 4 — rolă; 5 — Mîner; 6 — Bară ghidaj

Supranetezirea cu bandă abrazivă s-a aplicat unor arbori cotiţi confecţionaţi din 41 CN 12. Materialul piesei a fost supus unui tratament termic de recoacere după forjare prin încălzire la 820 . . . 850°C cu răcire în cuptor şi unei căliri C.I.F. urmată de detensionarea după o rectificare de degroşare. Grosimea medie a stratului călit a fost de 3 . . . 4 mm cu o duritate pe porţiunea cilindrică a fusurilor maneton şi palier de 56 . . .59 HRC.

Măsurarea rugozităţii suprafeţei prelucrate s-a realizat prin criteriul R_a în sistemul liniei medii M pentru porţiunea cilindrică. Pentru zona racordată s-a aplicat procedeul de determinare a rugozităţii tot prin criteriul R_a folosind procedeul cu replică [5]. Soluţia necesară obţinerii replicii suprafeţei curbe prelucrate a fost realizată din plexiglas dizolvat în cloroform şi dicloretan şi a fost aplicată într-un strat de grosime 0,09 . . 0,15 mm.

Condiţiile de experimentare au fost următoarele :

a) s-a utilizat bandă abrazivă de fabricaţie Carbochim, produsul PE tip 10, cu suport textil, calitatea I, de culoare brun închis, lăţimea benzii : 30 mm ; granulaţia benzii 600 ;

b nu s-au folosit lichide de răcire — ungere ;

c) adîncimea stratului aşchiat ; 10^{-4} mm ; adaosul de prelucrare $\leqslant 10\mu m$;

d) presiunea de contact bandă-piesă, determinată, în prealabil, experimental a fost de 10 . .12 daN/cm liniar de bandă.

Prin experimentări s-a urmărit influenţa forţei perturbatoare, a vitezei benzii, a timpului de lucru şi a turaţiei piesei asupra mărimii înălţimii medii aritmetice R_a a suprafeţei prelucrate atît pentru porţiunea cilindrică cît şi pentru cea racordată. În figurile 2, 3, 4, 5, sînt

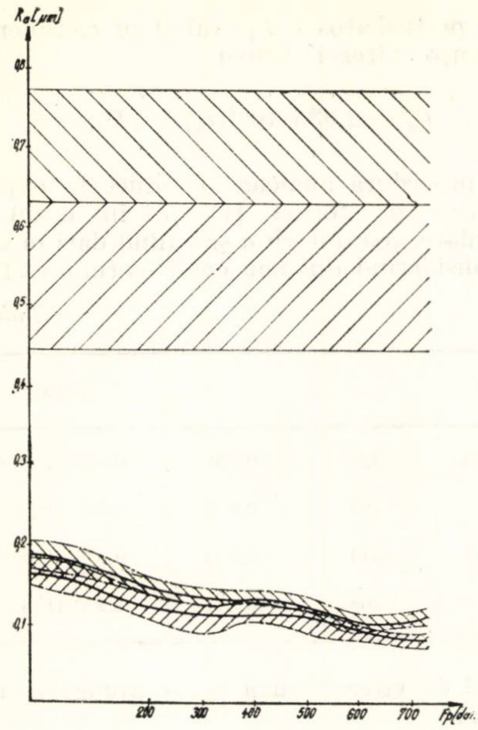


Fig. 2. ZONA CILINDRICĂ

ZONA RACORDATA

Regimul de lucru

— viteza de aşchiere V_a = 40,5 m/s

— timpul de aşchiere τ = 20″

bandă-granulaţie : 600

— turaţia piesei N_a = 250 rot/min.

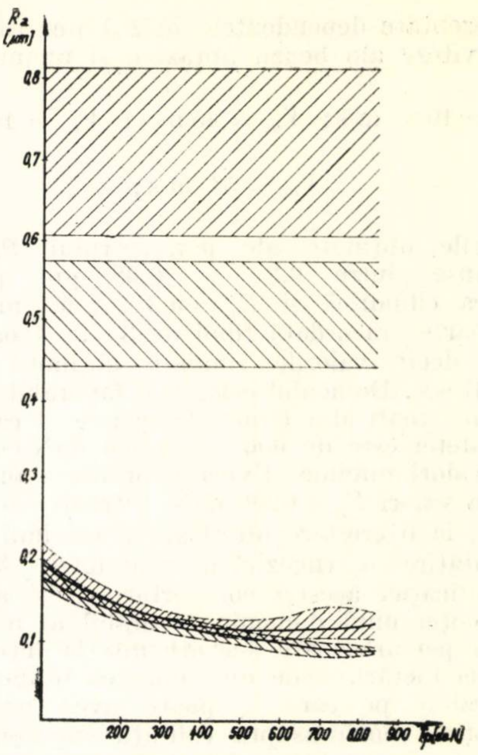


Fig. 4. ZONA CILINDRICĂ

ZONA RACORDATA

Regimul de lucru

— viteza de aşchiere V_s = 48 m/s

— timpul de aşchiere τ = 20″

— bandă-granulaţie : 600

— turaţia piesei N_a = 250 rot/min

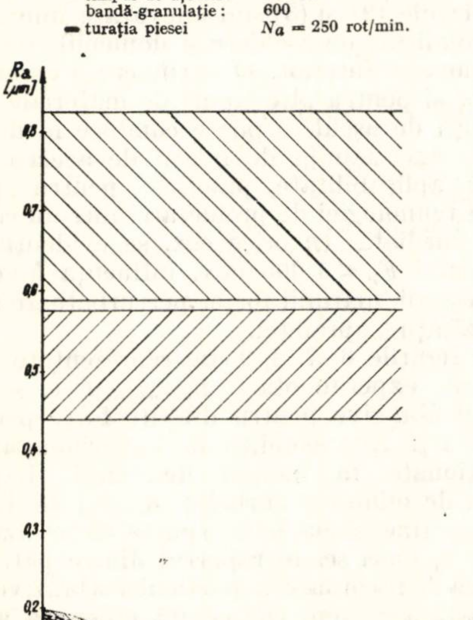


Fig. 3. ZONA CILINDRICĂ

ZONA RACORDATA

Regimul de lucru

— viteza de aşchiere V_s = 45 m/s

— timpul de şlefuire τ = 20″

— bandă-granulaţie : 600

— turaţia piesei N_a = 250 rot/min

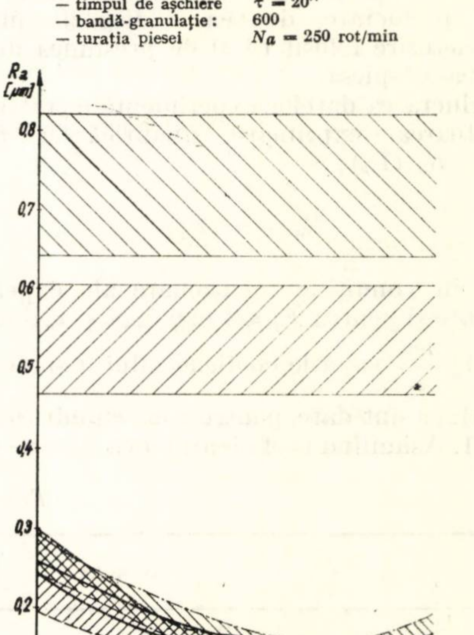


Fig. 5. ZONA CILINDRICĂ

ZONA RACORDATA

Regimul de lucru

— viteza de aşchiere V_s = 54 m/s

— timpul de şlefuire τ = 20″

— bandă-granulaţie : 600

— turaţia piesei N_a = 250 rot/min

reprezentate dependenţele $R_a(F_p)$ pentru diferite viteze ale benzii abrazive şi anume:

$$V_{a_1} = 40,5 \text{ m/s}; \; V_{a_2} = 45 \text{ m/s}; \; V_{a_3} = 48 \text{ m/s}$$

$$V_{a_4} = 54 \text{ m/s};$$

Valorile obţinute ale parametrului R_a sînt cuprinse între 0,3 . . . 0,08 μm pentru partea cilindrică şi $R_a = 0,3$ . . . 0,1 m pentru partea racordată fiind de 3 . . . 4 ori mai mici decît valorile similare obţinute după rectificare. Domeniul celor mai favorabile forţe perturbatoare din punct de vedere al calităţii suprafeţei este de 600 . . 1 000 daN cînd R_a are valori minime. Experimentările s-au limitat la valori $F_{p_0} \leqslant 1\,200$ daN, întrucît s-a constatat, la o creştere ulterioară a mărimii F_p o înrăutăţire a rugozităţii suprafeţei. Asupra semnificaţiei acestei comportări ca şi asupra existenţei unui domeniu favorabil al mărimii forţei perturbatoare s-a discutat la începutul acestei lucrări, unde din sesizarea influenţelor favorabile pe care le poate avea prezenţa vibraţiei benzii asupra calităţii suprafeţei se deduce necesitatea existenţei unei zone de minim a dependenţei $R_a(F_p)$. Valoarea limită F_{p_0} a forţei perturbatoare este influenţată de rigiditatea structurală a maşinii unelte şi a piesei prelucrate, de cea a dispozitivului de supranetezire folosit ca şi de presiunea de contact bandă-piesă.

Prelucrarea datelor experimentale conduce la următoarea exprimare analitică a dependenţei $R_a(F_p)$;

$$R_a = a \cdot (F_p)^{-b} \qquad (1)$$

unde în condiţiile menţionate ale experienţei realizate şi pentru $F_p \leqslant 1\,000$ daN şi $v_a \in [40 \ldots$ $\ldots 54] \frac{m}{s}$, valorile coeficientului a şi ale exponentului b sînt date, pentru zona cilindrică, în tabelul 1. Asimilînd coeficientul a ca funcţie numai

Tabelul 1

V_a	a	b	FORMULA	Nr. de ordine
40,5	0,380	−0,212	$0,380\ (F_p)^{-0,212}$	14
45	0,433	−0,216	$0,433\ (F_p)^{-0,216}$	15
48	0,585	−0,272	$0,585\ (F_p)^{-0,272}$	16
53	0,976	−0,309	$0,976\ (F_p)^{-0,272}$	17

de viteza benzii v_a şi mediind valorile coeficientului b se ajunge la următoarea expresie finală a dependenţei dintre parametrul R_a şi forţa perturbatoare F_p, luînd în considerare şi influenţa vitezei benzii:

$$R_a = 2,035 \cdot 10^{-6}(v_a)^{3,28} \cdot (F_p)^{-0,252} \qquad (2)$$

O procedură analoagă conduce la exprimări analitice de forma (1) şi, în cazul zonei racordate, parametrii a şi b fiind daţi în tabelul 2. Considerînd din nou coeficientul a ca funcţie

Tabelul 2

V_a	a	b	FORMULA
40,5	0,423	−0,201	$0,423\ (F_p)^{-0,201}$
45	0,501	−0,228	$0,501\ (F_p)^{-0,228}$
47,7	0,544	−0,243	$0,544\ (F_p)^{-0,243}$
53	1,208	−0,324	$1,208\ (F_p)^{-0,324}$

numai de viteza benzii v_a, se ajunge la relaţia finală:

$$R_a = 6,306 \cdot 10^{-7}(v_a)^{3,62} \cdot (F_p)^{-0,249} \qquad (3)$$

În relaţia (2) şi (3) R_a se obţine în μm pentru v_a în m/s şi F_p în daN.

Relaţiile (2) şi (3) sînt adevărate numai pentru condiţiile de aşchiere şi domeniile de valori menţionate anterior. O extindere a experimentărilor şi pentru alte tipuri de materiale şi alte condiţii de aşchiere poate conduce la determinarea unei familii de relaţii de acelaşi tip, a căror aplicabilitate practică pentru proiectarea tehnologiei de prelucrare, într-un caz dat, este imediată. În orice caz, se evidenţiază, în domeniul $F_p \leqslant 1\,000$ daN, influenţa favorabilă a creşterii mărimii forţei perturbatoare asupra rugozităţii suprafeţei.

În figurile 6, 7, 8, 9 sînt reprezentate dependenţele experimentale $R_a(v_a)$ cu v_a — viteza benzii abrazive pentru diferite forţe perturbatoare F_p. Alte condiţii de experimentare sînt menţionate în cîmpul desenului. Existenţa zonei de minim a curbelor $R_a(v_a)$ se justifică dacă se ţine seama, pe de o parte, că în cazul vitezelor v_a mari scade raportul dintre pătrundere şi raza de racordare a particulei abrazive [2,6]. Aceasta are drept consecinţă creşterea acţiunii de strivire a particulei abrazive şi a frecării bandă-piesă care măreşte componenta tangenţială a forţei de aşchiere [7]. Datorită flexibilităţii benzii şi frecării mai ridicate bandă-piesă rezultă o influenţă nefavorabilă asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate. Pe de altă parte, în cazul vitezelor mici, datorită creşterii timpului de contact particulă abrazivă — — piesă rezultă, de asemenea, o înrăutăţire a rugozităţii suprafeţei. Din figurile 6—9 se constată o deplasare spre dreapta a minimului de

rugozitate odată cu creşterea forţei perturbatoare, fenomen ce poate fi explicat dacă se ţine seama de faptul că prezenţa vibraţiilor benzii favorizează, în domeniul vitezelor mari, o pondere mai mare a acţiunii de aşchiere comparativ cu cea de strivire.

În cazul experimentat, domeniul de viteze favorabil din punct de vedere al rugozităţii

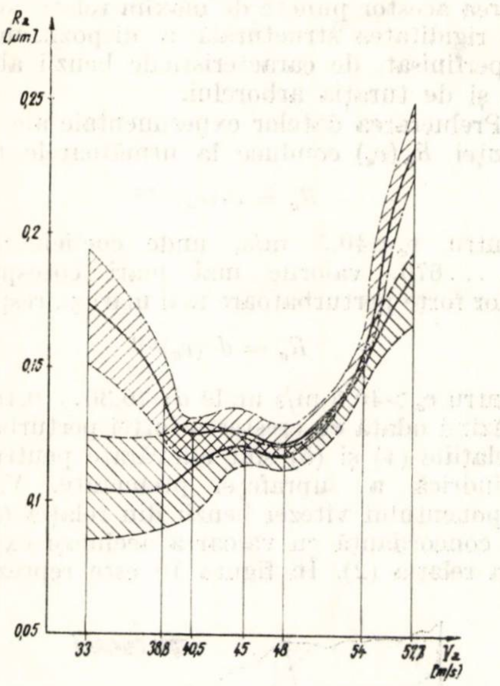


Fig. 6. F_p = 500 daN ZONA RACORDATA; ZONA CILINDRICĂ

Regimul de lucru
– timp de şlefuire τ = 20″
– granulaţia benzii: 600

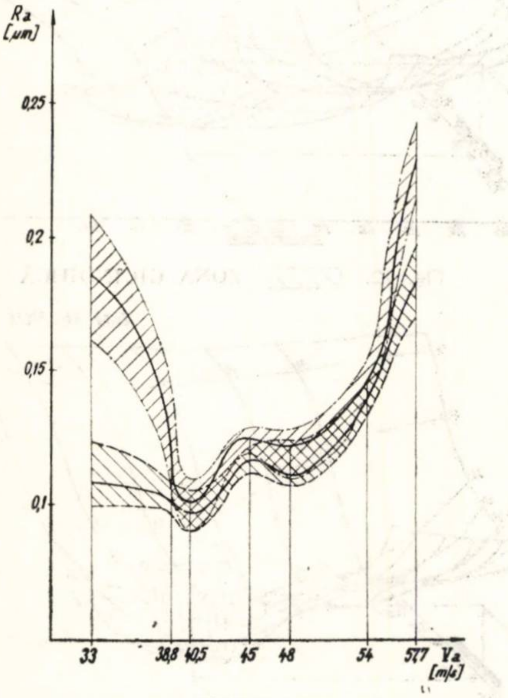


Fig. 7. F_p = 600 daN ZONA RACORDATA; ZONA CILINDRICĂ

Regimul de lucru
– timp de şlefuire τ = 20″
– granulaţia benzii: 600

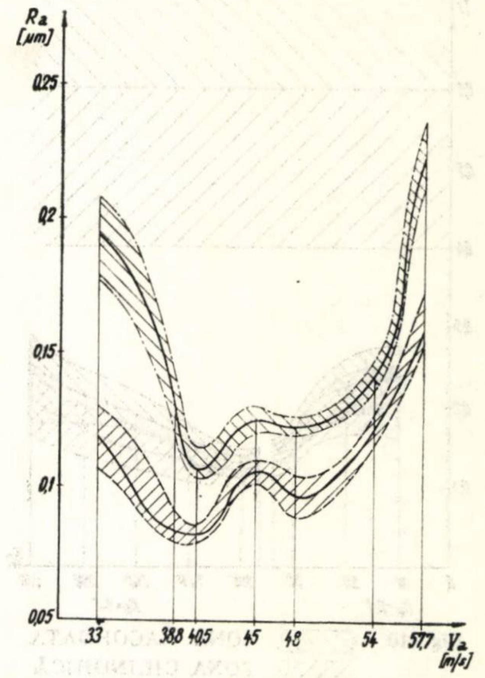


Fig. 8. F_p = 700 daN ZONA RACORDATA; ZONA CILINDRICĂ

Regimul de lucru
– timp de şlefuire τ = 20″
– granulaţia benzii: 600

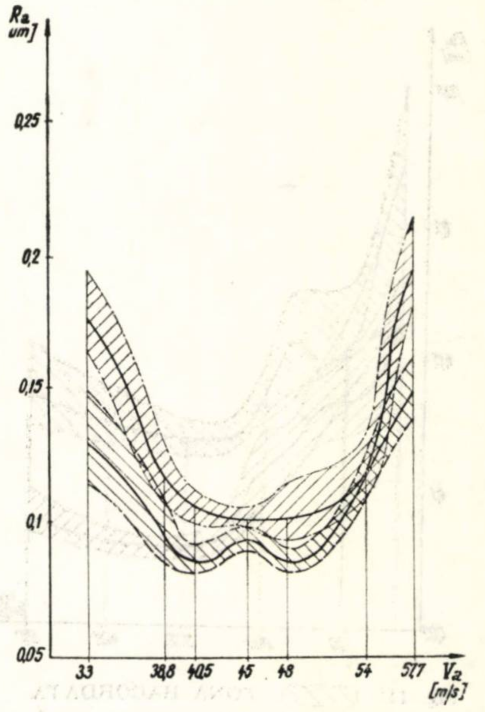


Fig. 9. F_p = 800 daN ZONA RACORDATA; ZONA CILINDRICĂ

Regimul de lucru
– timp de şlefuire τ = 20″
– granulaţia benzii: 600

suprafeței prelucrate este cuprins între 40 ... 51 m—s. Punctele de maxim relativ din zona de minim de rugozitate pot fi consecința traversării unei viteze critice care poate genera un fenomen local de bătăi. Evident, poziționarea acestor puncte de maxim relativ depinde de rigiditatea structurală a dispozitivului de superfinisat, de caracteristicile benzii abrazive ca și de turația arborelui.

Prelucrarea datelor experimentale ale dependenței $R_a(v_a)$ conduce la următoarele relații :

$$R_a = c \cdot (v_a)^{-2,18} \quad (4)$$

pentru $v_a < 40{,}5$ m/s, unde coeficientul $c = 94 \ldots 670$, valorile mai mari corespunzînd unor forțe perturbatoare mai mari și, respectiv :

$$R_a = d \cdot (v_a)^{3,31} \quad (5)$$

pentru $v_a > 40{,}5$ m/s unde $d = (0{,}30 \ldots 0{,}15) \cdot 10^{-6}$ scăzînd odată cu creșterea forței perturbatoare. Relațiile (4) și (5) sînt adevărate pentru zona cilindrică a suprafeței prelucrate. Valoarea exponentului vitezei benzii din relația (5) este în concordanță cu valoarea aceluiași exponent din relația (2). În figura 10 este reprezentată

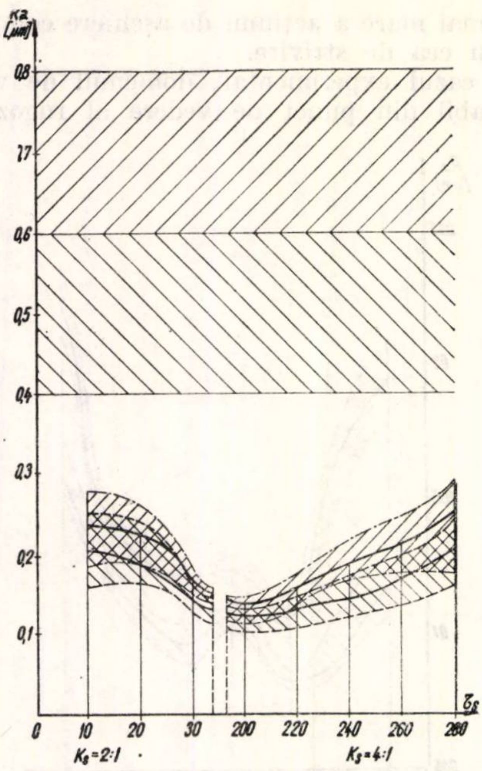


Fig. 10. ZONA RACORDATA
ZONA CILINDRICĂ
Regimul de lucru
— $V_a = 45$ m/s
— $N_a = 250$ rot/min
— $F_p = 600$ daN
— granulația benzii : 600

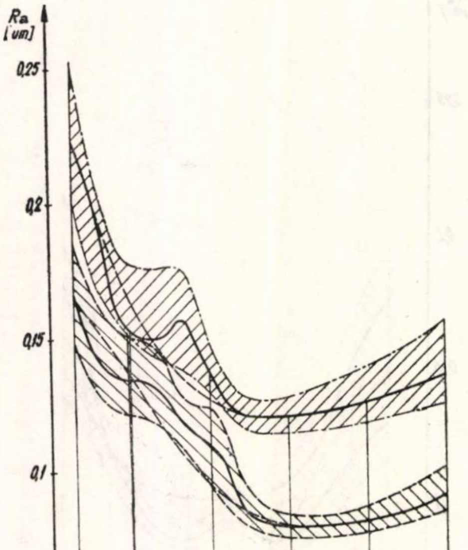


Fig. 11. ZONA RACORDATA
ZONA CILINDRICĂ
Regimul de lucru
— viteza de așchiere $V_a = 45$ m/s
— timpul de șlefuire $\tau = 20''$
— granulația benzii : 600
— forța perturbatoare $F_p = 600$ daN

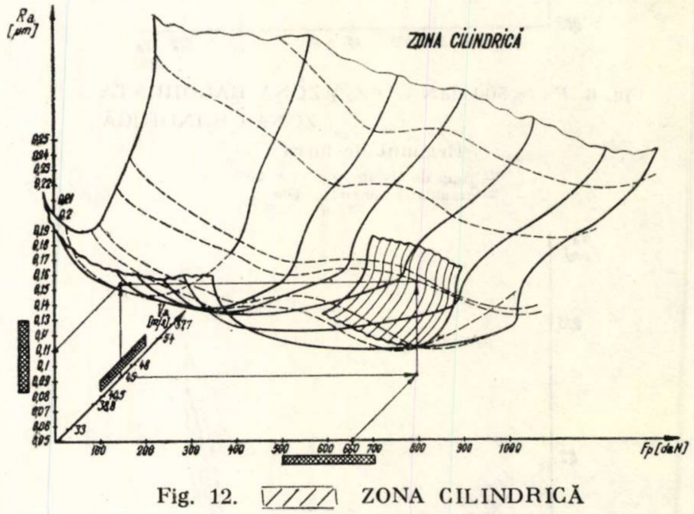


Fig. 12. ZONA CILINDRICĂ

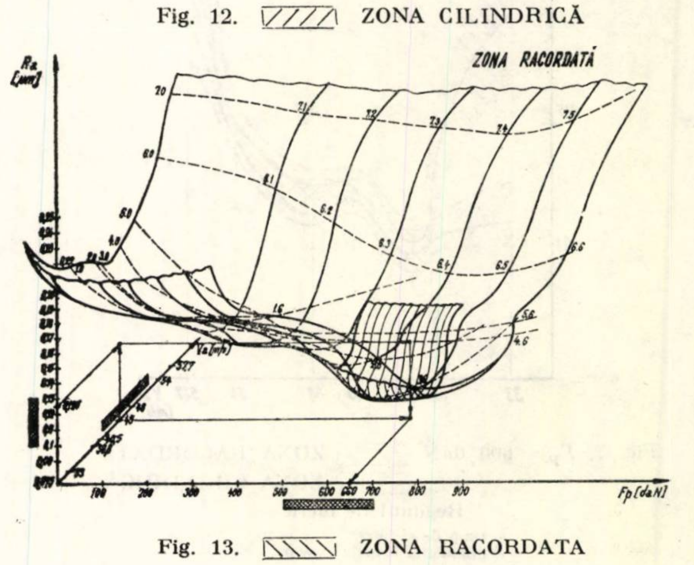


Fig. 13. ZONA RACORDATA

influenţa timpului de maşină τ asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate. Condiţiile de experimentare sînt, de asemenea menţionate în cîmpul desenului, observîndu-se că valorile vitezei benzii v_a şi a forţei perturbatoare F_p sînt alese în concordanţă cu valorile optime deduse din determinările anterioare. Din figura 10 rezultă că timpul optim pentru supranetezire, în condiţiile de prelucrare precizate, este de 25 ...30s, atît pentru partea cilindrică cît şi pentru cea racordată a fusului maneton şi palier. În zona $\tau = 30 \ldots 200$ s forma curbei R_a (τ) este, practic, o paralelă la axa 0τ.

Din examinarea dependenţei R_a (n_a) (fig. 11) cu n_a— turaţia piesei se constată că o dată cu creşterea turaţiei scade înălţimea medie R_a a rugozităţii pînă la o valoare R_{a_0}, începînd de la care influenţa turaţiei piesei devine neglijabilă. În condiţiile de experimentare prevăzute în cîmpul desenului, valoarea $R_{a_0} = 0{,}08$ μm pentru zona cilindrică şi $R_{a_0} \cong 0{,}12$ μm pentru zona racordată, iar turaţia n_{a_0} începînd de la care acest parametru nu mai are o influenţă esenţială este $n_{a_0} \cong 250$ rot/min. În cazul dat, va fi deci recomandabilă utilizarea unor turaţii $n_a \geqslant 250$ rot/min. Creşterea rugozităţii R_a în cazul turaţiilor n_a mici se justifică dacă se ţine seama de faptul că pentru viteze relative bandă — piesă mai mici creşte timpul de contact al fiecărei particule abrazive cu suprafaţa de prelucrat şi, totodată, creşte coeficientul de frecare bandă — piesă.

Cum dintre parametrii tehnologici luaţi în considerare, cei care au o influenţă majoră asupra rugozităţii suprafeţei R_a şi asupra cărora se poate acţiona cu cea mai mare uşurinţă, sînt viteza benzii v_a şi forţa perturbatoare F_p în figurile 12 şi 13 sînt reprezentate tridimensional curbele $R_a = R_a$ (v_a, F_p) cu scopul de a face mai sensibilă existenţa domeniului (v_a, F_p) optim.

Experimentările efectuate şi studiul dependenţelor amintite conduc la următoarele **concluzii:**

• Utilizarea vibraţiilor benzii conduce la îmbunătăţirea calităţii suprafeţei prelucrate prin supernetezirea cu bandă abrazivă pentru valori ale forţei perturbatoare $F_p \leqslant 1\,000$daN, valorile cele mai favorabile fiind $F_p \in (500, 700)$ daN, pentru cazul concret experimentat.

• Există un domeniu de minim de rugozitate în dependenţa $R_a (v_a)$, domeniu ce defineşte valorile optime ale vitezei benzii din punct de vedere al rugozităţii suprafeţei prelucrate. Pentru cazul analizat acest domeniu este $v_a = 40{,}5 \ldots 51$ m/s. Existenţa acestui domeniu este asigurată de influenţa de acelaşi sens al scăderii şi creşterii vitezei benzii asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate. Odată cu creşterea forţei perturbatoare, minimul de rugozitate se deplasează spre domeniul vitezelor mai mari ale benzii abrazive.

• Pentru valori ale timpului de maşină $\tau > 30$ s, influenţa acestuia asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate este practic neglijabilă. De asemenea, pentru o turaţie a piesei $n_a > 250$ rot/min influenţa acesteia devine neesenţială.

Punerea în evidenţă a influenţei parametrilor tehnologici principali asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate prin supernetezirea cu bandă abrazivă este deosebit de utilă pentru proiectarea tehnologiei de fabricaţie corespunzătoare, optime din punct de vedere al calităţii suprafeţei obţinute.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Badea, S. V.* : „Contribuţii privind metode noi de supranetezire a suprafeţelor" — teză de doctorat Inst. Politehnic Iaşi, 1975.

[2] *Iakimovici, A. V.* : „Optimizaţiia proteşsa şlifovaniia" — Maşinostroienie, Moskova, 1975.

[3] *Badea,* S. V. : „Realizări la uzina Timpuri noi privind supranetezirea arborilor cotiţi" — în „Construcţia de Maşini", nr. 3/1971.

[4] *Badea, S. V., Coman, Gh.* : „Echipament tehnologic de rectificat cilindric exterior cu bandă abrazivă pe strung" — comunicare la sesiunea „Fiabilitatea în construcţia de maşini", I.P. Iaşi, 1975.

[5] *Badea, S. V.* : „Posibilitatea folosirii procedeului cu replică în cazul determinării rugozităţii profilelor curbe din zonele inaccesibile ale pieselor" — comunicare la sesiunea „Fiabilitatea în construcţia de maşini" I.P. Iaşi, 1975.

[6] *Verezub, V. N.* : „Slifovaniia abrazivnînii lentami", Maşinostroienie, Moskova, 1972.

[7] *Mitrievici, K.S.* : „Sili rezaniia pri lentocinom slifovanii metalov" — Stanki i instrument, nr. 4, 1960.

[8] *Rumsiski, L. Z.* : „Prelucrarea matematică a datelor experimentale" — Ed. Tehnică, Bucureşti, 1974.

Z : 621.941

Unele rezultate privind influenţa mărimii jocurilor din ajustaje şi a momentului de strîngere a suportului portscule asupra stabilităţii la vibraţii autoexcitate a strungului cu ∅ 400

Ing. Dumitru VERZEA — Filiala ICPMUA ARAD

Capacitatea unei maşini-unelte aşchietoare de a nu vibra sub acţiunea forţelor generate de procesul de aşchiere este influenţată de o serie de factori constructivi şi tehnologici evidenţiaţi în multe lucrări de specialitate [1, 2, 3]. Aprecierea stabilităţii la vibraţii autoexcitate a maşinii-unelte se poate face prin diferite încercări în condiţii de laborator sau de producţie, comparînd rezultatele obţinute cu cele existente din cercetarea altor maşini în condiţii identice.

În lucrarea de faţă s-a urmărit stabilirea atît din punct de vedere calitativ, cît şi cantitativ, a influenţei mărimii jocurilor din ajustaje şi a momentului de strîngere a suportului portscule asupra stabilităţii la apariţia autovibraţiilor la prelucrarea pe un strung paralel cu ∅ 400. S-au studiat următoarele ajustaje ale subansamblului sănii al strungului : ghidajele saniei longitudinale, ghidajele saniei transversale, ghidajele saniei portcuţit, ajustajul şurubpiuliţă de mişcare a saniei transversale şi ajus-

tajul şurub-piuliţă de mişcare a saniei portcuţit. Mărimea jocurilor din ajustaje a fost variată discret în domeniul 0—0,15 mm pentru ghidaje şi 0—0,50 mm pentru ansamblul şurub-piuliţă de mişcare. S-a variat, de asemenea, momentul de strîngere a suportului portcuţit pe sania portcuţit şi a portsculei pe suportul portcuţit, în domeniul 1 . . . 6 da Nm. Celelalte condiţii de cercetare sînt indicate în lucrarea [4].

Încercarea stabilităţii maşinii la apariţia vibraţiilor autoexcitate s-a făcut după criteriul aşchiei limită, prin prelucrarea unor piese de probă dintr-un anumit material, cu o anumită sculă şi cu anumite valori pentru avans şi viteza de aşchiere, determinînd adîncimea maximă de aşchiere la care sistemul tehnologic trece în domeniul instabil de prelucrare.

Creşterea discretă a adîncimii de aşchiere s-a oprit în momentul cînd autovibraţiile au generat un zgomot caracteristic pronunţat, iar pe suprafaţa prelucrată s-au observat ondulaţii specifice, fără însă a se produce deteriorarea muchiei aşchietoare a sculei.

Piesele de probă pe care s-au efectuat experimentările au avut formă cilindrică cu dimensiunile Ø 100 × 600 [5], la prelucrare fiind fixate între vîrfuri. Zona de prelucrare a fost dispusă la mijlocul piesei. Materialul piesei: OLC 45 normalizat cu $\tau r = 61$ daN/mm².

Scula utilizată: cuţit de degroşare dreapta curbat, armat cu plăcuţă din carbură metalică grupa P30 şi avînd următoarea geometrie: $\gamma = 45°$; $\gamma_1 = 10°$; $\gamma = 8°$; $\alpha = 6°$; $r = 0{,}3$ mm. Secţiunea cozii cuţitului a fost de 25×25 mm, iar lungimea în consolă: 37 mm. Pinola păpuşii mobile a fost fixată la o lungime în consolă de 70 mm.

Regimul de aşchiere utilizat:

— viteza de aşchiere: 70 m/min;
— avansul longitudinal: 0,106 mm/rot.

Verificările s-au efectuat după ce maşina a fost adusă la temperatura de regim. Rezultatele încercărilor efectuate au permis trasarea dependenţei mărimii adîncimii limită de aşchiere (*tlim*) în funcţie de parametrii variabili: jocul

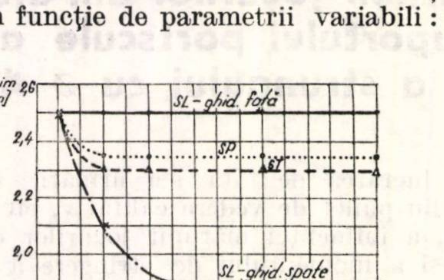


Fig. 1. Dependenţa adîncimii limită de aşchiere t_{lim} de mărimea jocului din ghidajele săniilor.
SL — sania longitudinală
ST — sania transversală
SP — sania portcuţit.

la ghidajele saniei longitudinale (*SL*), saniei transversale (*ST*) şi saniei portcuţit (*SP*) (fig. 1), jocul din ansamblul şurub-piuliţă de

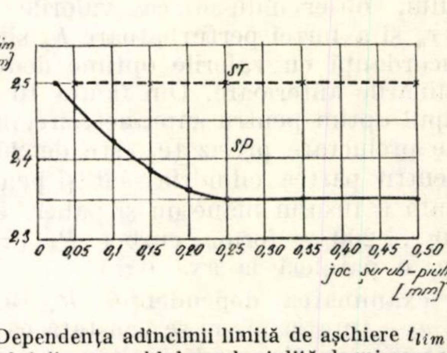


Fig. 2. Dependenţa adîncimii limită de aşchiere t_{lim} de mărimea jocului din ansamblul şurub-piuliţă de mişcare al săniilor transversală şi portcuţit.

mişcare al săniilor transversală şi portcuţit (fig. 2) şi momentul de strîngere (M_s) al suportului portcuţit şi portsculei (fig. 3).

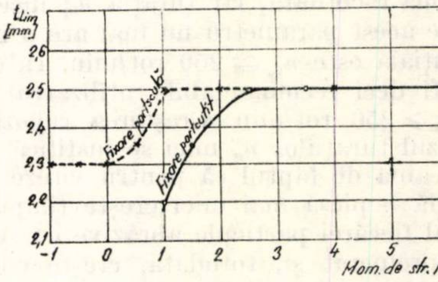


Fig. 3. Influenţa momentului de strîngere a portsculei şi suportului portcuţit asupra adîncimii limită de aşchiere t_{lim}.

Analiza rezultatelor obţinute conduce la formularea următoarelor **concluzii**, care întăresc şi completează pe cele desprinse din cercetarea rigidităţii statice [4]:

1. Asupra limitei de stabilitate dinamică a sistemului tehnologic, cea mai mare influenţă o are jocul din ghidajul din spate al saniei longitudinale pînă la o valoare de 0,05 mm. Jocul din ghidajul din faţă nu influenţează aşchia limită.

2. Influenţa jocului din ghidajele saniei transversale şi saniei portcuţit asupra limitei de stabilitate dinamică este mai mică şi se manifestă pînă la o valoare de 0,03 mm.

3. Mărimea jocului din ansamblul şurub-piuliţă de mişcare al saniei port-cuţit influenţează limita de stabilitate dinamică a sistemului tehnologic pînă la o valoare de 0,2—0,25 mm. Peste această valoare acest joc nu mai are influenţă.

4. Jocul din ansamblul şurub piuliţă de mişcare al saniei transversale nu influenţează stabilitatea maşinii la apariţia vibraţiilor autoexcitate.

5. Momentul de strîngere a portcuţitului are influenţă pînă la 2,5 daNm, iar momentul de strîngere a portsculei — pînă la 1 daNm. Mărirea valorii momentelor de strîngere peste limitele specificate nu este justificată din punctul de vedere al stabilităţii sistemului tehnologic la apariţia vibraţiilor autoexcitate.

6. Reducerea momentului de strîngere a portcuţitului sub 2,5 daNm conduce la scăderea rapidă a limitei de stabilitate dinamică.

7. Variaţia momentului de strîngere a portsculei influenţează stabilitatea sistemului tehnologic la apariţia autovibraţiilor numai în limitele 0—1 daN. Destrîngerea în continuare a portsculei (mărirea jocului) nu are influenţă asupra valorii adîncimii limită de aşchiere.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Nibeleanu, St.* : Vibraţiile maşinilor unelte aşchietoare şi combaterea lor, I.D.T., Bucureşti, 1967.

[2] *Tlusty, J., Polacek M.* : The stability of the machine tool against self – excited vibration in wachining, ,,Prod. Eng. Res. Conf. A.S.M.E." Pittsburg, 1967.

[3] *Kudinov, V. A.* : Dinamika stankov, Maşinostroienie, Moskva, 1967.

[4] *Verzea, D.* : Dependenţa rigidităţii statice a strungului SNA 400 de mărimea jocurilor în ajustaje şi de momentul de strîngere a suportului portsculă. În ,,Construcţia de Maşini, nr. 8/1975, p. 431.

[5] *Nibeleanu, St.* : Precizia geometrică, cinematică şi dinamică a maşinilor unelte aşchietoare, I.C.D.T., Bucureşti, 1968, p. 76–80.

CZ : 621.9.001.2

Comportarea termică a maşinilor unelte şi mijloace de diminuare a deformaţiilor termice

Ing. Aurel SANDU, ing. Corneliu BENEA – I.C.P.M.U.A. – Bucureşti

Introducere

Precizia dimensională şi de formă a unei piese prelucrate prin aşchiere este influenţată de abaterile de la mişcarea relativă prescrisă dintre tăişul sculei şi piesă. În afară de erorile geometrice, cinematice şi de cele datorate comportării statice şi dinamice, o pondere însemnată o au deformaţiile termice ale structurii maşinii unelte asupra preciziei de prelucrare.

Deformaţiile termice apar în urma transformării energiei mecanice în energie calorică, datorită pierderilor de putere prin frecare, şi disipării acesteia în mecanismele în funcţionare. Aceste deformaţii provoacă deplasarea relativă a subansamblurilor maşinii unelte şi în final duc la modificarea poziţiei relative dintre piesă şi sculă. Cauzele deformaţiilor termice le constituie variaţia de temperatură la care sînt supuse structurile şi organele maşinilor unelte în timpul funcţionării, variaţie datorată pierderilor de putere prin frecare, temperaturii mediului ambiant şi căldurii degajată în procesul de aşchiere.

Sursele termice interne ale unei maşini unelte sînt determinate de cinematica acesteia şi de soluţiile constructive adoptate. Natura surselor termice, intensitatea şi dispunerea lor în structura maşinii, concentrarea maselor în raport cu suprafeţele de schimb termic influenţează mărimea deformaţiilor şi rigiditatea termică a maşinilor unelte. O analiză amănunţită a cauzelor deformaţiilor termice şi a modului de interacţiune a surselor încă din faza de proiect pot conduce la alegerea unor soluţii constructive optime în vederea reducerii deformaţiilor termice.

Sursele termice interne

Sursele de căldură interne ale unei maşini unelte pot fi împărţite în subgrupe care corespund formelor de energie consumată : axele cu lăgăruirile şi angrenajele lor, sistemul hidrostatic şi de acţionare, sistemul de ungere, ghidajele, şuruburile conducătoare, motoarele electrice şi sistemul de distribuţie a energiei electrice. Aceste surse sînt totdeauna în legătură directă cu structura maşinii care este supusă influenţei cîmpului termic care produce deformaţia.

Din totalul pierderilor de putere prin frecare în acţionarea principală a unei maşini unelte 60–70% se pierde în lagărele arborelui principal (la turaţiile din a doua jumătate a gamei de turaţii) şi 20–30% în motorul de acţionare principală.

În figura 1 se prezintă bilanţul pierderilor de putere prin frecare pe elementele de acţionare principală a unei maşini orizontale de

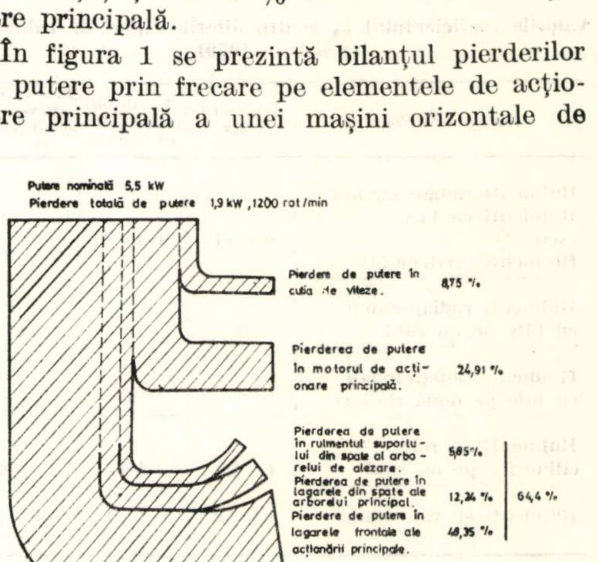


Fig. 1. Bilanţul pierderilor de putere pe diferitele elemente de structură ale unei maşini orizontale de alezat şi frezat.

alezat şi frezat. Căldura degajată prin frecare în lagărele de rostogolire ale arborilor din acţionarea principală se poate determina funcţie de momentul forţelor de frecare cu relaţia :

$$Q = 0{,}902 . 10^{-3}\, M \cdot n \qquad [\text{kcal/h}]$$

unde :

M = momentul forțelor de frecare [daN];
n = turația arborelui [rot/min].

Momentul de frecare în rulmenți depinde de turație, dimensiunile și tipul rulmentului, de debitul de ungere, de coeficientul de vîscozitate dinamică a uleiului de ungere, de jocul sau prestrîngerea din rulment de corpurile de rostogolire, etc. În general poate fi scris ca suma momentului de frecare la mers în gol (M_0) și a momentului de frecare datorită sarcinii de lucru (M_s) :

$$M = M_0 + M_s$$

Momentul de frecare la mers în gol M_0, care este independent de sarcină, este predominant la turațiile înalte și este dependent de viteza de rotație și diametrul rulmentului, de calitatea lubrifiantului și de pierderile hidrodinamice din lubrifiant :

$$M_0 = k_0 10^{-8}(\nu . n)^{2/3} \mathrm{d m}^3$$

în care :

k_0 =coeficient care depinde de tipul rulmentului (tabel 1)
ν =coeficientul de vîscozitate cinematică a uleiului de ungere [cSt];
d_m =diametrul mediu al rulmentului [mm].

Tabelul 1

Valorile coeficientului k_0 pentru diferite tipuri de rulmenți (S.K.F. – 1970)

Tipul rulmenților	Ungere cu ceață	Baie de ulei sau ungere cu vaselină	Baie de ulei, axe verticale ungere cu jet de ulei
Rulmenți radiali cu bile Rulmenți cu bile oscilanți Rulmenți axiali cu bile	0,7–1	1,5–2	3–4
Rulmenți radiali-axiali cu bile pe un rînd	1	2	4
Rulmenți radiali-axiali cu bile pe două rînduri	2	4	8
Rulmenți cu role cilindrice pe un rînd	1–1,5	2–3	4–6
Rulmenți cu role conice	1,5–2	3–4	6–8

Valorile mai mici sînt pentru serii ușoare, iar cele mari pentru serii grele.

În cazul operațiilor de finisare (turație ridicată, sarcină redusă) ponderea pierderilor prin frecare în lagăre se datorează, în principal, momentului de frecare la mers în gol, momentul de frecare datorită sarcinii putînd fi neglijat. Variația pierderilor de putere prin frecare funcție de turația arborelui principal este arătată în figura 2.

Din diagrama reprezentată în figura 2 se constată că pierderile în motor sînt aproximativ constante și au o pondere mică în pierderea totală la turațiile mari, la turațiile mici avînd ponderea cea mai mare, în timp ce pierderile prin frecare în lagărele arborelui principal variază foarte mult cu turația, fiind predominante

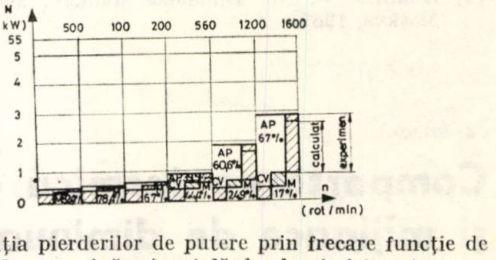


Fig. 2. Variația pierderilor de putere prin frecare funcție de turație la o mașină orizontală de alezat și frezat.

la turațiile mari. Calculînd puterea pierdută prin frecare cu relația de mai sus apare o neconcordanță între valorile astfel obținute și cele determinate experimental deoarece condițiile de montaj și prestrîngere au o influență relativ mare și relația de mai sus nu ia în considerare acești factori.

Experimental s-a determinat un coeficient k_c care să țină cont și de aceste condiții avînd valori ce variază în limitele 1,4–1,7 pentru lăgăruiri de arbori principali; valorile mai mici sînt pentru lăgăruiri cu rulmenți cu role cilindrice, iar cele mai mari pentru lăgăruiri cu rulmenți cu role conice.

Relația de calcul a pierderilor prin frecare în lăgăruirea arborelui principal, care consideră și condițiile de montaj și aproximează destul de bine valorile reale ale momentului de frecare este :

$$M = k_c M_0$$

Căldura degajată de motorul de acționare principală depinde de puterea nominală și sarcina motorului, iar cantitatea de căldură transmisă mașinii depinde de locul de amplasare și de soluția tehnică de montare a motorului pe structura mașinii (prin flanșă sau talpă). Cantitatea de căldură transmisă mașinii Q_M este dată de relația :

$$Q_M = 860 \; k_M N_P \quad [\mathrm{kcal/h}],$$

unde k_M este un coeficient care depinde de locul și soluția tehnică de montare a motorului pe structura mașinii. Pentru motoare montate în spațiu închis în structură $k_M = 1$, iar pentru motoare dispuse pe structură în spațiu deschis $k_M = 0,35 - 0,45$.

N_p este valoarea maximă a pierderii de putere în motor :

$$N_p (1 - \eta) \; N_n \quad [\mathrm{kW}],$$

în care :

η =randamentul (pentru motoare de acționare principală $\eta = 0,85-0,9$);
N_n =puterea nominală a motorului [kW].

Pentru calcule cu o precizie relativ bună se pot lua în considerare numai sursele produse de lăgăruirea arborelui principal şi motorul de acţionare principală.

Amplasarea şi ponderea surselor de căldură în structura unei maşini unelte este funcţie de cinematica acesteia. Pentru o maşină orizontală de alezat şi frezat cu un singur montant amplasarea surselor de căldură este arătată în figura 3. În această figură S_{LF}, S_{LS} reprezintă sursele de căldură generate de lăgăruirea arborelui principal, S_M sursa motorului şi S_{CV} sursa generată de cutia de viteze.

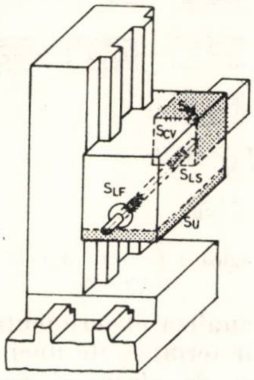


Fig. 3. Amplasarea surselor de căldură în structura unei maşini de alezat şi frezat cu ax orizontal.

Configuraţia cîmpului termic, gradientul de temperatură şi deformaţiile termice vor fi influenţate de intensitatea şi modul de interacţionare ale acestor surse.

După determinarea intensităţii surselor interne şi cunoscînd dispunerea lor în structura maşinii se poate determina cîmpul termic al maşinii pe baza căruia se pot determina încă din faza de proiect deformaţiile termice şi deci se pot lua măsuri fie de reducere a intensităţii surselor, fie de distribuţie termosimetrică a surselor în structură în vederea compensării reciproce a deformaţiilor termice.

În vederea redistribuirii optime a surselor în structura maşinii unelte cît şi în ceea ce priveşte limitarea intensităţii lor, a fost elaborat un program de calcul, utilizînd metoda elementului finit cu ajutorul căruia se determină cîmpul şi deformaţiile termice pentru diferite intensităţi şi distribuţii ale surselor termice.

Calculul cîmpului termic

Căldura produsă de sursele evaluate în paragraful precedent este transferată pereţilor carcasei şi montantului şi radiată apoi mediului exterior. Transferul în pereţii carcasei se face pe următoarele căi (fig. 4):

- direct prin conducţie ①;
- prin intermediul mediului exterior ②;
- prin intermediul uleiului ③.

Modelul de calcul al cîmpului termic se bazează pe legile fundamentale ale transmisiei căldurii prin conductibilitate, convecţie şi conducţie conform legii lui Fourier;

$$\vec{q} = -k \text{ grad } T$$

şi legile de radiaţie date de Newton şi Boltzmann:

$$Q = \alpha S (T - T_0)\Delta t$$

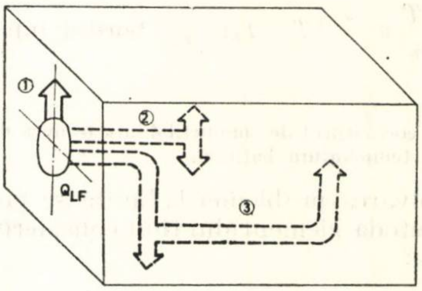


Fig. 4. Diagrama transferului de căldură în modelul matematic de tip carcasă.

unde:

$\vec{q}$ = fluxul termic;
k = coeficientul de conductibilitate termică;
T = temperatura;
T_0 = temperatura mediului exterior;
α = coeficientul de radiaţie;
S = suprafaţa de schimb de căldură;
t = intervalul de timp.

Pe baza acestor legi se poate scrie ecuaţia de propagare a căldurii:

$$C_s\rho\cdot\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda\Delta T + ET + Q_s$$

unde: Q_s este cantitatea de căldură produsă de sursele interne.

Ecuaţia de propagare a căldurii prin pereţii carcasei şi montantului se obţine prin medierea ecuaţiei clasice a căldurii pe grosimea peretelui. Ecuaţia obţinută are forma:

$$c\frac{\partial T}{\partial t} = k\left(\frac{\partial^2 T}{\partial q_1} + \frac{\partial^2 T}{\partial q_2}\right) + \frac{\alpha}{hk} T + R$$

unde:

q_1, q_2 sînt coordonatele ataşate suprafeţelor mediane ale pereţilor;
c = capacitatea calorică;
h = grosimea peretelui;
R = o mărime legată de fluxul primit pe feţele interioare ale peretelui.

Lagărele arborelui principal sînt modelate prin două surse circulare. Pe bordul acestor surse avem prescris fluxul termic Q_p. Din punct de vedere matematic aceasta conduce la o condiţie la limită de tipul:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = \frac{1}{k}\frac{Qp}{S_{sc}}$$

unde:

$\frac{\partial T}{\partial n}$ desemnează derivata normală;

s_{sc} = este aria exterioară a sursei în contact cu carcasa.

Pe bordurile superior şi inferior ale montantului se impun condiţii de formă:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = \alpha(T - T_0) \quad \text{pe bordul superior}$$

$$\frac{\partial T}{\partial n}\ æ = (T - T_b) \quad \text{pe bordul inferior}$$

unde:

æ este coeficientul de conductibilitate termică de contact;
T_b este temperatura batiului.

Rezolvarea problemei la limită se poate face prin metoda elementului finit considerînd funcţionala:

$$F(T) = \frac{1}{2}\iint_D (\text{grad } T)^2\, dx \cdot dy + \frac{1}{2}\iint_D \frac{\alpha}{hk} T^2\, dx \cdot dy + \frac{1}{2}\int_S \alpha\, T^2\, dS - \iint_D Q_S T d \times dy - \int_S \alpha \cdot T_0 dS$$

Programul de calcul rezolvă prin metoda elementului finit problema la limită prezentată mai sus. Pereţii structurii se divid în patrulatere (fig. 5) şi se caută minimul funcţionalei

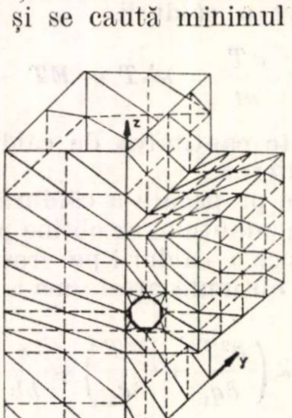


Fig. 5. Diagrama partiţiei pentru metoda elementului finit aplicată structurii unei maşini unelte.

$F(T)$ pe o bază formată din funcţii liniare pe porţiuni în fiecare patrulater.

Schema logică a programului de calcul este prezentată în figura 6. Programul a fost testat pe un model de placă dreptunghiulară cu o sursă circulară plasată în centrul de simetrie şi pe un model de carcasă tip cutie de viteze cu două surse modelînd lăgăruirea arborelui principal precum şi pentru o structură reală de maşină unealtă. Rezultatele obţinute arată o bună concordanţă între valorile determinate prin calcul şi cele obţinute experimental.

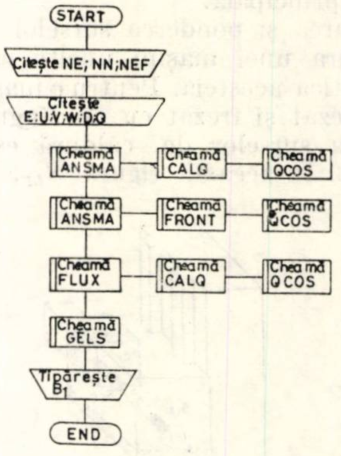


Fig. 6. Schema logică a programului de calcul al cîmpului termic.

Calculul şi analiza experimentală a cîmpului şi deformaţiilor termice ale unei maşini orizontale de alezat şi frezat

Pe baza modelului matematic descris în capitolul anterior şi utilizîndu-se programul de calcul s-a determinat cîmpul termic pentru o maşină de alezat şi frezat. S-au luat pentru fluxul termic al surselor considerate (fig. 3) următoarele valori:

$$Q_{LF} = 1\,000 \text{ kcal}; \ Q_{LS} = 300 \text{ kcal}; \ Q_{CV} = 320 \text{ kcal}; \ Q_M = 530 \text{ kcal}.$$

Aceste valori au fost determinate prin calcul şi verificate experimental prin determinarea pierderilor prin frecare pentru maşina studiată aflată în stare iniţială (înainte de intervenire asupra surselor).

Alura cîmpului termic construit pe baza valorilor temperaturilor calculate este prezentată în figura 7. În figura 8 este prezentată

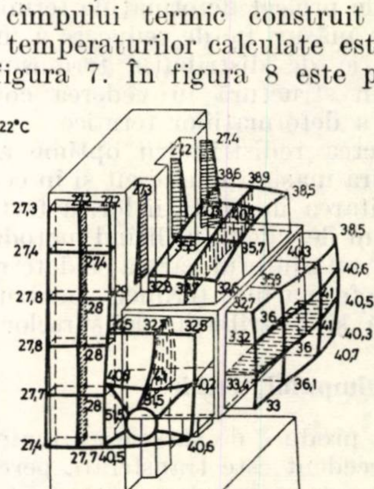


Fig. 7. Cîmpul termic determinat pe baza temperaturilor calculate în cazul funcţionării maşinii fără răcire.

alura cîmpului termic determinat experimental în aceleaşi condiţii iniţiale. Considerînd cele două cîmpuri se observă o concordanţă bună

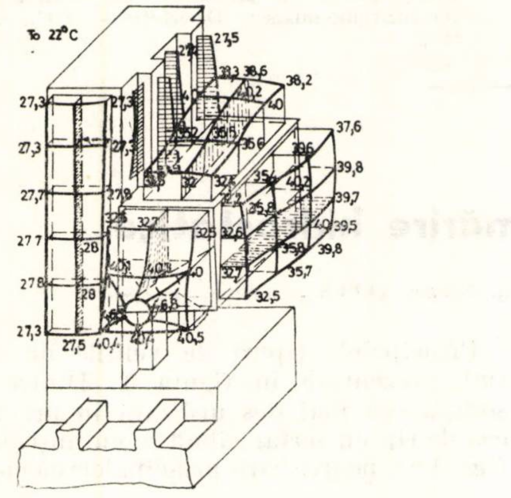


Fig. 8. Cîmpul termic obţinut experimental în cazul funcţionării maşinii fără răcire.

între valorile măsurate şi cele calculate, erorile maxime fiind pînă la 20% în cîteva puncte, alura cîmpului termic fiind foarte asemănătoare. Din analiza cîmpului termic obţinut s-a putut trage concluzia asupra ponderii fiecărei surse în parte şi a modului de interacţiune.

În etapa următoare s-a procedat la diminuarea surselor generate de lăgăruirea arborelui principal, motorul de acţionare şi cutia de viteze. Această diminuare s-a făcut utilizînd şi efectuînd izolarea termică a motorului (vezi fig. 9). Valorile intensităţii surselor astfel

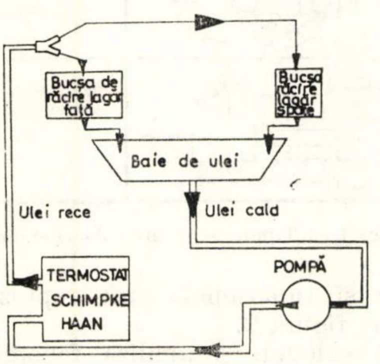


Fig. 9. Circuitul uleiului de răcire a lagărelor arborelui principal.

diminuate au fost luate în consideraţie pentru calculul cîmpului şi deformaţiilor.

Analizînd în această din urmă situaţie cîmpul termic al maşinii s-a constatat o diminuare sensibilă a gradientului de temperatură şi implicit a deformaţiilor termice (vezi fig. 10).

Analizînd cu ajutorul programului de calcul al cîmpului şi deformaţiilor, comportarea maşinii studiate la diverse valori ale surselor şi diferite distribuţii în structură s-au obţinut o serie de valori ale deformaţiei arborelui principal care pun în evidenţă eficacitatea măsurilor luate.

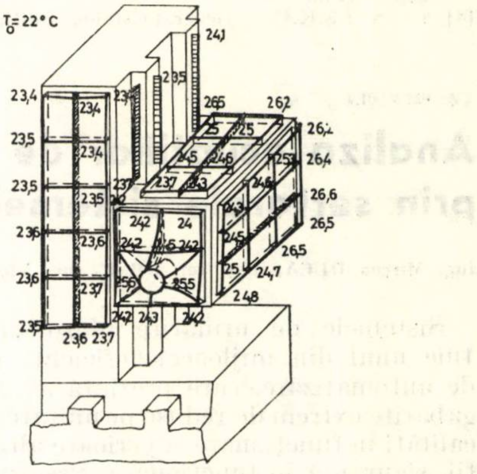


Fig. 10. Cîmpul termic obţinut în cazul folosirii soluţiilor de diminuare a gradientului de temperatură.

În figura 11 se prezintă variaţia poziţiei axei arborelui principal în planul XOY pentru 5 cazuri examinate, ale intensităţii surselor şi distribuţiei lor la aceeaşi maşină.

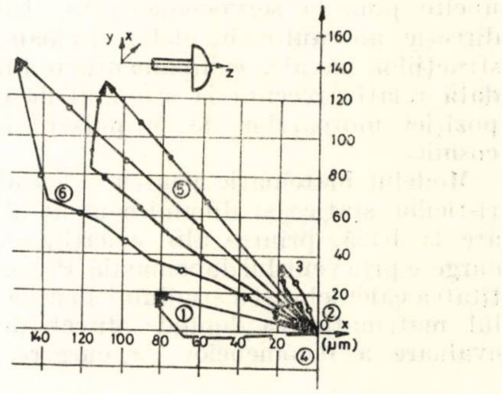


Fig. 11. Variaţia poziţiei axei arborelui principal al unei maşini orizontale de alezat şi frezat datorită deformaţiilor termice pentru diferite soluţii de diminuare a gradientului.

Concluzii

Fiind cunoscute intensităţile şi distribuţia surselor termice în structura unei maşini unelte se poate calcula distribuţia temperaturilor şi deformaţiilor corespunzătoare utilizînd un pogram de calcul adecvat.

Utilizînd programul de calcul încă din faza de proiect se poate alege o distribuţie optimă a surselor şi se pot lua măsuri de diminuare a intensităţii lor în vederea obţinerii unui gradient de temperatură redus, corespunzător unui cîmp termic simetric.

Rezultatul analizei cu ajutorul programului de calcul conduce la creşterea preciziei şi îmbunătăţirea constructivă a maşinii unelte din punct de vedere al comportării termice.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Zienkiewicz, O.C., Cheung, Y. K.*: The finite element method in structural and continuum mechanics, Mc Graw Hill, 1966.

[2] *Sata, T., Takeuchi, Y., Sato, Y., Okubo, N.* : Analysis of thermal deformation of machine-tool structure and its applications, M.T.D.R. – 1973.

[3] *Yoshida, Y., Honda, F.* : Thermal deformation of machine-tool structure. În 16 th. C.I.R.P. General Assambly, Sept., 1966.

[4] x x x : S.K.F. – General Catalog. Ediţia Aprilie 1970.

[5] *Tlusti, J.* : Specifications and tests of metal cutting machine-tools, Report U.M.I.S.T. Conference, 1970,

[6] *Bräuning H.* : Ein numerisches Rechenmodell zur Berechnung der instationären Temperaturverteilung in Werkzeugmaschinen, programmiert für elektroniche Datenverarbeitungsanlagen, Dizertaţie – T.H. Aachen – 1972.

CZ : 621.9.001.4

Analiza ecuaţiilor de curgere prin sertarele sistemelor de urmărire hidrostatice

Ing. Mircea DUCA, mat. Ion URSU, ing. Victor DRAGAN, s. ing. Neagoe TEPEŞ – ICPMUA – Bucureşti

Sistemele de urmărire hidrostatică constituie unul din mijloacele eficiente şi moderne de automatizare, care prezintă avantajul unor gabarite extrem de reduse pe unitatea de putere, calităţi în funcţionare superioare altor construcţii, siguranţă în funcţionare. Precizia de urmărire, promptitudinea, sensibilitatea şi stabilitatea, reglarea continuă, a parametrilor procesului de lucru fără şocuri şi suprasarcini la inversare au condus la diversificarea largă a domeniilor de utilizare a sistemelor de urmărire hidrostatică, de la sistemele de copiere, poziţionare sau comenzi autoadaptive la maşini-unelte pînă la servocomenzi în sistemele de direcţie ale autovehiculelor, avioanelor, construcţiilor navale, echipamente militare şi de dată relativ recentă la sistemul de corecţie a poziţiei motoarelor de propulsare a navelor cosmice.

Modelul matematic pentru calculul caracteristicilor statice şi dinamice la aceste sisteme are la bază, printre alte ecuaţii, ecuaţia de curgere prin ventilul de comandă. Precizia şi exactitatea calculelor şi a studiului dinamic pe modelul matematic va depinde direct de corecta evaluare a fenomenelor de curgere.

Ecuaţii de curgere în sertarele sistemelor de urmărire hidrostatice

Curgerea lichidului de lucru sub presiune prin ventilul de comandă, elementul cel mai important al unui sistem de urmărire hidrostatic, are loc după o lege complicată de dependenţă a celor trei parametri definitorii – debit, presiune, deschidere – ventil – lege în care intervenţia celorlalţi parametri constructivi-funcţionali ai sistemului inclusiv ai lichidului de lucru, nu poate fi prinsă cu exactitate decît într-o expresie matematică determinată empiric, chiar dacă o serie de evaluări şi deducţii teoretice au avut şi au loc începînd cu formula fundamentală care derivă din ecuaţia lui Bernoulli, continuînd cu lucrările lui Kármán, von Mises, Wuest, Johansen, Xohlov, Cisotti, Viersma, pînă la rezultatele mai recente [4]; [6].

Principalele tipuri de ventile de comandă sînt prezentate în figura 1. Dintre acestea soluţia cea mai des utilizată în practică este cea de tip cu sertar cilindric cu mişcare liniară (fig. 1 a), pentru care principalele elemente con-

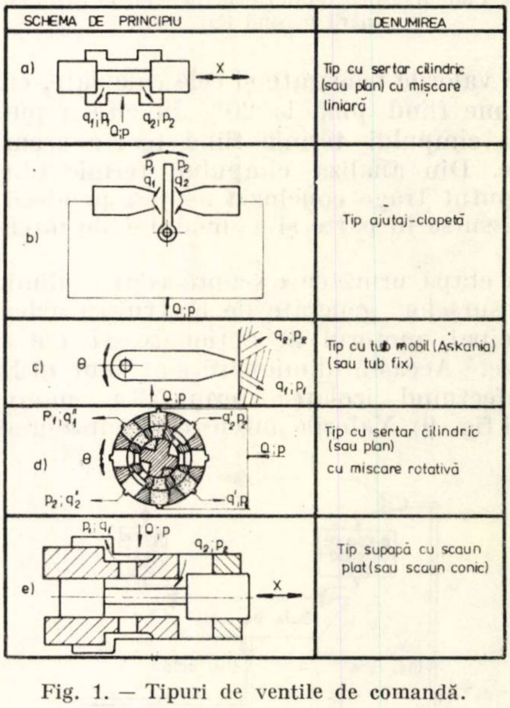


Fig. 1. – Tipuri de ventile de comandă.

structive şi funcţionale sînt reprezentate şi definite în figura 2.

Pentru calculul şi analiza fenomenelor de curgere prin ventilele de comandă, inclusiv cele de tip cu sertar, în lucrările de specialitate se acceptă similitudinea între forma fantelor de curgere cu cea a orificiilor. În timpul curgerii lichidelor prin orificii alura liniilor de curent şi zonele caracteristice determinate de elementele constructiv-geometrice pot avea forma prezentată schematic în figura 3 a.

Variaţiile presiunilor şi vitezelor în direcţia de curgere corespunzător secţiunilor de curgere caracteristice notate cu A_0 A_1, A_2, A_3 sînt prezentate în figurile 3 b şi 3 c.

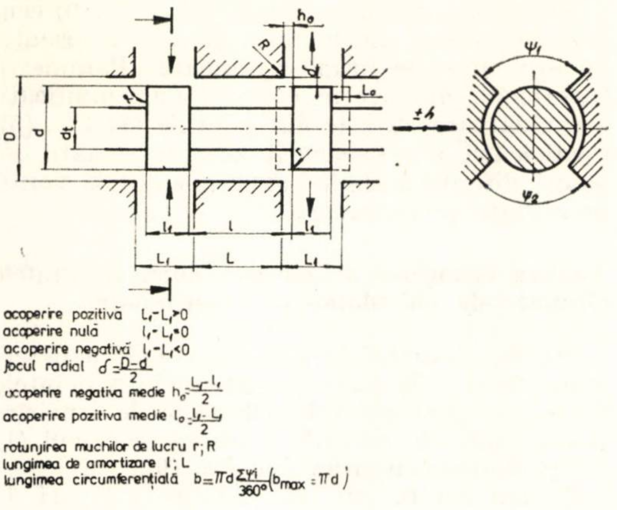


Fig. 2. — Elemente constructive la ventile tip cu sertar.

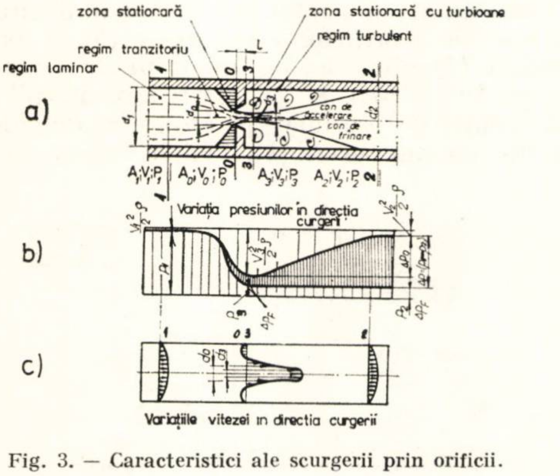


Fig. 3. — Caracteristici ale scurgerii prin orificii.

Pentru calculul debitului care traversează orificiul, care se aplică și la calculul debitelor prin sertarele sistemelor, de urmărire, se folosește relația dedusă din ecuația lui Bernoulli [1]:

$$Q = C_D \cdot A_0 \sqrt{\frac{2}{\rho}\,(p_1 - p_2)} \tag{1}$$

în care:

Q — debitul de ulei prin orificiu [$cm^3 \cdot sec^{-1}$];
C_D — coeficient de debit;
A_0 — aria orificiului [cm^2];
ρ — densitatea lichidului [$daN \cdot sec^2 \cdot cm^{-4}$]; ;
$p_1 - p_2$ — diferența de presiune între amonte și aval [$daN \cdot cm^{-2}$].

În funcționare sau din construcție sertarul de comandă poate avea o zonă de lucru în domeniul acoperirilor pozitive (vezi definiția în fig. 2).

Calculul debitului care traversează orificiul inelar de lățime δ și lungime l se calculează în acest caz cu ecuația Hagen-Poisseuille [1]:

$$Q = \frac{\pi \cdot d \cdot \delta^3}{12\,\mu \cdot l}\,(p_1 - p_2) \tag{2}$$

unde:

Q; δ; l; $(p_1 - p_2)$ — au semnificațiile de mai sus;
d — diametrul sertarului (fig. 2) [cm];
μ — vîscozitatea dinamică [$daN \cdot sec \cdot cm^{-2}$]

Prin reprezentarea grafică a ecuațiilor teoretice (1) și (2) se constată că acestea conduc la diferențe importante față de curba experimentală debit — deschidere sertar (fig. 4).

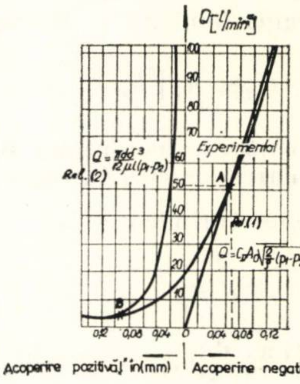


Fig. 4. — Caracteristici debit — deschidere sertar.

Din rezultatele prezentate în figura 4, diferențele importante apar între curbele experimentale și cele calculate cu relațiile teoretice prezentate, pentru deschideri „negative" și „pozitive" aproximativ simetric față de origine cuprinse în domeiul $\pm$ 0,09 mm.

Cercetările efectuate asupra fenomenelor de curgere care au loc în această zonă demonstrează că modificarea debitului prin sertar este dependentă de valorile coeficientului de debit (C_D) la schimbarea regimului de curgere de la regim laminar la regim tranzitoriu și apoi la regim turbulent (fig. 5), corespunzător măririi numărului Reynolds. Pe baza relației care definește valoarea numărului Reynolds;

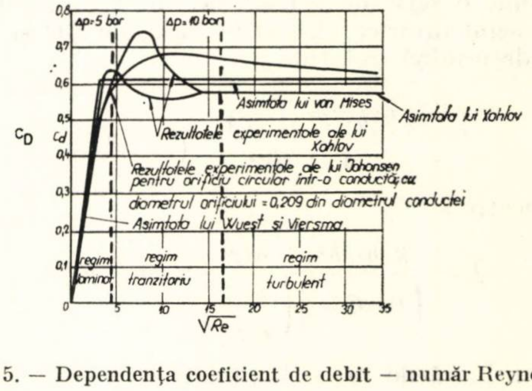


Fig. 5. — Dependența coeficient de debit — număr Reynolds.

$$R_e = \frac{\rho \cdot \left(\dfrac{Q}{A_0}\right) \cdot D_h}{\mu} \tag{3}$$

în care :

ρ ; Q ; μ au semnificațiile de mai sus ;
R_e – numărul lui Reynolds
D_h – diametrul hidraulic [cm] calculat cu relația :

$$D_h = \frac{4A_0}{S} = \frac{4 \times \text{aria secțiunii de curgere}}{\text{perimetrul secțiunii de curgere}}$$

și acceptînd aproximarea asimptotică pe porțiuni a curbelor $C_D - R_e$ astfel :

a) pentru regim laminar și laminar-turbulent :

$$C_D = K_l \sqrt{R_e} \tag{4}$$

unde K_l – este panta asimptotei de aproximare a curbei în regim laminar.

b) pentru regim turbulent :

$$C_D = ct.$$

de unde se obține, după transformări simple din ecuațiile (1) (3) și (4), ecuația de curgere pentru regim laminar :

$$Q = \frac{2 \cdot K_l^2 \cdot D_h \cdot A_0}{\mu}(p_1 - p_2) \tag{5}$$

unde termenii ecuației au semnificația dată mai sus, iar pentru regim turbulent rămîne valabilă ecuația (1).

Pentru calcule mai puțin precise ecuațiile (1) și (5) dau rezultate satisfăcătoare, fapt pentru care mulți autori le aplică în studiile teoretice întreprinse.

Pentru asigurarea unei precizii mai mari în calculul debitului prin sertarele sistemelor de urmărire hidrostatice au fost întreprinse cercetări experimentale pe baza cărora s-au stabilit o serie de ecuații de curgere empirice sau semiempirice. Astfel în lucrările [3] și [7] se determină relațiile :

$$Q = \frac{k \cdot b \cdot (h^2 + \delta^2)^{k_s}}{1 + Cl^{k_e}} (p_1 - p_2)^{k_p} \tag{6}$$

respectiv :

$$Q = \frac{k \cdot b \cdot (h^2 + \delta^2)^{k_s}}{\left(1 + C\dfrac{l}{\delta}\right)\left(\dfrac{\nu}{\nu_n}\right)^{k_\nu}} \times (p_1 - p_2)^{k_p} \tag{7}$$

iar în lucrările [5] și [3] relațiile :

$$Q = k \cdot d \cdot \frac{\nu_n}{\nu^{k_\nu}} \cdot (h_0 \pm h)^{k_s} (p_1 - p_2)^{k_p} \tag{8}$$

respectiv

$$Q = K\sqrt{P_A} \cdot b \cdot h - \frac{1}{2\,k_1} K \sqrt{P_A} \ln \frac{P_A + (p_1 - p_2)}{P_A - (p_1 - p_2)} \tag{9}$$

Menționăm că în expresiile (6) . . .(9) ecuțiile de curgere din lucrările luate în discuție au fost aduse la forme apropiate. Parametrii funcționali din aceste expresii au semnificații asemănătoare cu cele din relațiile (1) . . (5). Coeficienții și exponenții acestor ecuații au valori diferite stabilite experimental și vor fi prezentate în continuare.

Analiza ecuațiilor de curgere după rezultatele obținute de calculator și experimental

Scopul studiului întreprins este de a determina diferențele practic existente între debitele traversate prin sertarele sistemelor de urmărire și cele date de relațiile teoretice de calcul (1) (5) și relațiile empirice (6), (8), (9).

Pentru studiu au fost stabilite 7 tipuri de sertare proiectate cu elemente constructive și funcționale diferite din punct de vedere al diametrului sertarului (d), al lungimii circumferențiale a orificiului de curgere (b), al jocului radial (δ), al valorilor gradului de acoperire „negativă" (h_0) și acoperire „pozitivă" (1), diferenței de presiune ($p_1 - p_2$) și al deschiderii orificiilor din sertar (h). Pentru calcul s-a elaborat un program pentru calculator conform schemei logice prezentate în figura 6.

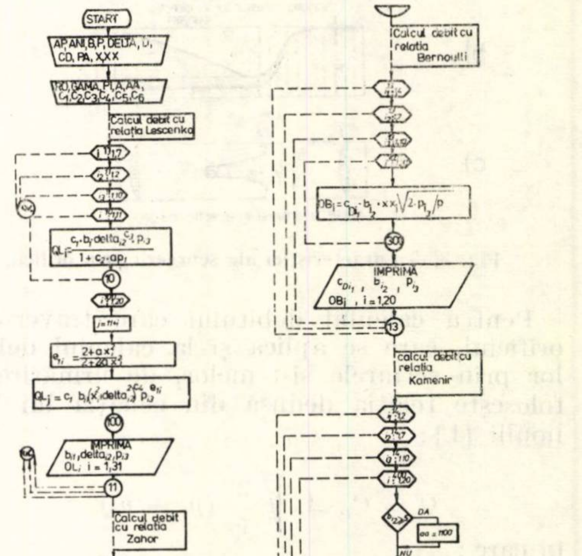


Fig. 6. – Schema logică a programului.

Valorile numerice concrete luate în calcul pentru parametrii constructivi și funcționali,

precum și pentru coeficienții și exponenții din ecuațiile analizate sînt prezentate în tabelele descriptive 1 . . 4.

Pentru analiza comparativă directă a rezultatelor obținute cu relațiile de calcul și determinările experimentale au fost reprezentate grafic familiile de curbe $Q = f(x)$ pentru aceiași

TABEL DESCRIPTIV 1

Relatia lui Lescenco (6)

$$Q = \frac{0{,}87\, b(x^2+\delta^2)^{2/3}\, p^{\frac{2+ax^2}{2+2ax^2}}}{60\gamma(1+2{,}94\cdot 10^{-3}\cdot l^{3/2})} \quad \text{pentru} \quad \begin{cases} k = \frac{0{,}87}{60\gamma}\ ;\ k_s = \frac{2}{3} \\ k_p = \frac{2+ax^2}{2+2ax^2}\ ;\ k_l = \frac{3}{2} \\ C = 2{,}49\cdot 10^{-3} \\ p = p_1 - p_2 \end{cases}$$

Folosită sub forma:

$$Q = \frac{0{,}87}{60\gamma}\, b\, \frac{\delta^{3/4}\cdot p}{1+2{,}94\cdot 10^{-3} l^{3/2}}$$

In domeniul acoperirilor pozitive si sub forma:

$$Q = \frac{0{,}87}{60\gamma}\, b\,(x^2+\delta^2)^{2/3}\, p^{\frac{2+ax^2}{2+2ax^2}}$$

In domeniul acoperirilor negative.

Notatii curente	Semnificatii	Notatii imprimat	Valori considerate în calcul
γ	Greutatea specifică [kg f/cm³]	GAMA	0,9
		C_1	$0{,}87/(60\cdot\gamma)$
b	Lungimea pe circumferința bucșei sertarului a fantei [cm]	B	3,1416; 0,5236; 2 5133; 1,000; 0,6981; 11,9351; 2,1555
δ	joc radial [μm]	DELTA	5; 7; 8
p	Caderea presiunii în fantă [kg f/cm²]	P	1; 3; 5; ...; 19
a	Coeficient adimensional	A	$7{,}5\cdot 10^{-4}$
c	Coeficient	C_2	$2{,}94\ 10^{-3}$
l	Acoperirea fantei [μm]	AP	40; 50; 60; 70; 80; 90
x	Deplasarea sertarului în raport cu bucsa	X	2; 4; 6; 8; ......; 40

TABEL DESCRIPTIV 2

Relatia lui Zahor: (8) $Q = K\cdot d\cdot(x_0 \pm x)\, p^2$

pentru: $K=2$; $K_p=1$; $\frac{\gamma n}{\gamma R\gamma}=1$; $h_0 = x_0$; $x=h$; $p = p_1 - p_2$

Notații curente	Semnificatii	Notatii imprimat	Valori considerate în calcul
K	Coeficient [cm²/kgf.s]	C_5	$4{,}4\cdot 10^4$
d	Diametru sertar [cm]	D	2; 2,5; 1,4
x_0	Acoperire inițială [cm]	ANI	0,005; 0,006; 0,007
x	Deplasare sertar [cm]	XX	-0,0003; 0,0006; ...; 0,006 -0,0002; 0,0004; .....; 0,004
p	idem T_1	idem T_1	idem T_1

TABEL DESCRIPTIV 3

Relatia lui Bernoulli (1) $Q = C_D\, bx\sqrt{2p/\rho}$

unde: $A_0 = bx$; $p = p_1 - p_2$

Notatii curente	Semnificații	Notații imprimat	Valori considerate în calcul
C_D	Coeficient debit (adimensional)	C_D	0,57; 0,59; 0,61; 0,71;
b	idem T_1	idem T_1	idem T_1
x	idem T_2	idem T_2	idem T_2
p	idem T_1	idem T_1	idem T_1
ρ	densitate lichid hidraulic [kgf cm s]	RO	0,0009/981

parametri constructivi și funcționali luați în studiu.

În figura 7 sînt prezentate citeva din curbele obținute după datele de calcul și după rezultatele experimentale pentru un sertar de urmărire hidrostatic folosit la dispozitivele hidraulice de copiat DHC 360 și DHC 500. Analiza rezultatelor obținute s-a efectuat luînd ca bază de referință curbele experimentale. Pe aceste considerente s-au dedus următoarele :

— curbele calculate (vezi fig 7), ocupă un domeniu în planul Q — x care cuprinde și curba experimentală pentru tot intervalul de valori calculate și pentru toate relațiile analizate ;

— în domeniul deschiderilor mici pînă la 0,05 mm relațiile (1) și (8) dau valorile cele mai apropiate de curbele experimentale ;

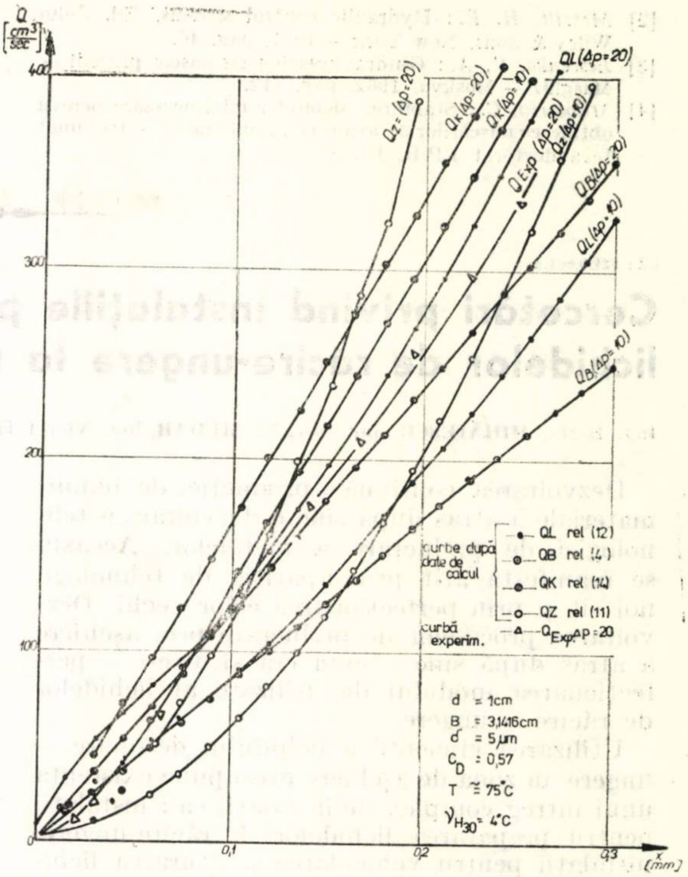


Fig. 7. — Caracteristici debit — deplasare sertar.

TABEL DESCRIPTIV 4

RELATIA lui Kamenir (9) $Q = K\sqrt{P_A}\, bx - \frac{1}{2K_1} K\sqrt{P_A}\, b \ln\frac{P_A+p}{P_A-p}$

pentru $h=x$ $p=p_1-p_2$

Notații curente	Semnificatii	Notatii imprimat	Valori
K	Coeficientul [cm² s·kgf 1/2]	AA	A= [1100 pentru b≥5cm; 1200 pentru b<5cm]
P_A	Presiunea de alimentare [kgf/cm]	PA	22; 24
b	idem T_1	idem T_1	idem T_1
x	idem T_2	idem T_2	idem T_2
k_1	Coef. [cm⁻¹]	C6	220
p	idem T_1	idem T_1	idem T_1

— în domeniul deschiderilor mai mari de 0,05 mm relația (6) prezintă cele mai mici abateri față de curbele experimentale ;

— pentru o analiză globală pe întreg domeniul debit — deschidere sertar, relația (6) asigură o precizie de calcul superioară celorlalte ecuații analizate, urmează apoi în ordine relațiile (1), (8) și (9) ;

— pentru un calcul precis pe întreg domeniul debit — deschidere sertar, deși analiza dinamică a sistemului se complică, este indicat a se conduce studiul împărțind domeniul de funcționare al sertarului pe porțiuni. În domeniul deschiderilor mici pînă la 0,05 se pot utiliza relațiile (1) sau (8) iar în afara acestui domeniu relația (6) ;

Concluziile de mai sus constituie un punct de plecare pentru conducerea studiului dinamic asupra sistemelor de urmărire hidrostatice.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Oprean, A.* și *alții* : Acționări hidraulice, Ed. Tehnică București, 1976.

[2] *Merritt, H. E.* : Hydraulic control sistems, Ed. John Wiley & Sons, New York — 1967, pag. 40.
[3] *Lescenko, V. A.* : Ghidravliceschie slediascie privodi — Maşghiz — Moskva, 1962, pag. 112.
[4] *Mitoseriu, C.* : Stabilirea debitelor mici necesare pentru obţinerea mişcărilor de avans la maşini unelte — Rezumat teză doctorat I.P.B. 1973.
[5] *Tlusty, T.* : Culegere de cercetări în domeniul maşinilor-unelte — I.D.T. Bucureşti, 1960, pag. 83.
[6] *Zaharov, Iu. E.* : K vaprosu o ghidrodinamike zolotnikov — In „Isvestia Vuzov Maşinostroenie" nr. 9—1960.
[7] *Haimovici, E. M.* : L'Hydroautomatique et les commandes hidrauliques — vol. I, S.P. Mécaniques — Paris 1965, pag. 48.

CZ : 621.9.001.5

Cercetări privind instalaţiile pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire-ungere la maşinile unelte

Ing. Barbu MIHĂIESCU, ing. Sergiu MEDAR, ing. Viorel TRICĂ — ICPMUA — Bucureşti

Dezvoltarea continuă a producţiei de bunuri materiale a atras după sine o dezvoltare a tehnologiei de prelucrare a metalelor. Aceasta se manifestă atît prin apariţia de tehnologii noi cît şi prin perfecţionarea celor vechi. Dezvoltarea proceselor de prelucrare prin aşchiere a atras după sine — cum era şi firesc — perfecţionarea modului de utilizare al lichidelor de răcire — ungere.

Utilizarea eficientă a lichidului de răcire — ungere în zona de aşchiere presupune existenţa unui întreg complex de instalaţii ca : instalaţii pentru prepararea lichidelor de răcire-ungere, instalaţii pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire-ungere, instalaţii pentru tratarea lichidelor uzate, dispozitive pentru aducerea eficientă a lichidului de răcire în zona de aşchiere şi altele. Efectul lichidului de răcire-ungere asupra zonei de aşchiere se manifestă sub multiple forme, dintre care cele mai importante sînt :

— **efectul de răcire**, de preluare a unei părţi din căldura degajată în procesul de aşchiere ;
— **efectul de ungere**, de pătrundere a lichidului între aşchie şi sculă.

În procesul de continuă perfecţionare a maşinilor de prelucrat prin abraziune se disting două direcţii principale :

— realizarea unor maşini care să permită regimuri intensive de lucru (rectificări rapide, rectificări în masă, debitări cu disc abraziv) ;
— realizarea unor maşini de înaltă precizie care să asigure o calitate cît mai bună a suprafeţelor, precizie dimensională şi de formă cît mai ridicate.

În ambele cazuri rezultatul prelucrării depinde în mare măsură de alegerea unui lichid de răcire-ungere adecvat şi de utilizarea unor instalaţii pentru epurarea lichidului respectiv şi de aducerea sa în zona de aşchiere în cantitatea şi la presiunea corespunzătoare procesului de aşchiere.

În cadrul unei prognoze elaborate de către organizaţia internaţională „Colège international pour l'Ètude Scientifique des Technique de Production Mécanique" din Paris, referitor la viitorul materialelor şi tehnologiilor de fabricaţie se apreciază că pînă în anul 1985 perfecţionările aduse procedeelor abrazive vor avea ca rezultat înlocuirea prin rectificare a circa 25% din producţia prin aşchiere de astăzi. Această dezvoltare impune în paralel o perfecţionare continuă a metodelor şi mijloacelor pentru aducerea în zona de aşchiere a unui lichid de răcire-ungere optim atît în ceea ce priveşte componenţa sa chimică cît şi gradul său de epurare.

În aceste condiţii instalaţiile de răcire nu mai pot fi considerate ca simple accesorii neproductive ale maşinilor unelte. Fiecare maşină de prelucrare prin abraziune împreună cu instalaţia de răcire aferentă formează un asamblu unitar alcătuit din două instalaţii tehnologice din care una acţionează direct iar cealaltă indirect asupra semifabricatului supus prelucrării.

Există multe metode pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire — ungere. Această varietate de metode de epurare a generat şi o varietate de instalaţii. Dintre acestea cele mai utilizate sînt :

— instalaţii de epurare a lichidelor de răcire-ungere prin decantare ;
— instalaţii cu bandă filtrantă ;
— instalaţii folosind filtre din diferite materiale metalice sau nemetalice ;
— instalaţii cu filtre magnetice ;
— instalaţii de filtrare cu pămînt diatomeic (Kiselgur) :
— separatoare centrifuge ;
— hidrocicloane ;
— instalaţii cu separatoare magnetice sau diverse combinaţii ale acestor tipuri de instalaţii.

În cele ce urmează vom prezenta o serie de rezultate obţinute cu ajutorul instalaţiilor cu hidrocicloane şi separatoare magnetice.

Instalaţiile cu hidrocicloane pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire — ungere sînt destinate exclusiv prelucrării prin abraziune. Alcătuite pe principiul modular (Baukasten) putînd fi montate în diverse poziţii faţă de maşină unealtă şi avînd posibilitatea de a fi completate cu diverse elemente auxiliare (pompe de presiune ridicată, echipamente de termostatare a lichidelor de răcire — ungere, etc),

aceste instalații pot deservi o gamă largă de mașini.

Pentru obținerea unei bune epurări și evitarea încălzirii excesive a lichidului de răcire — ungere se recomandă următoarele :

— viscozitatea lichidului să nu depășească 12 cSt ;
— greutatea specifică a particulelor solide să fie de cel puțin 2,5 ori mai mare decît greutatea specifică a lichidului ;
— concentrația particulelor solide în suspensie în lichide să nu depășească 3 g/l.

În funcție de debitul nominal de lichid vehiculat, instalațiile realizate se împart în 4 tipodimensiuni, ale căror caracteristici principale sînt prezentate în tabelul I. Construcția instalației este prezentată schematic în figura 1.

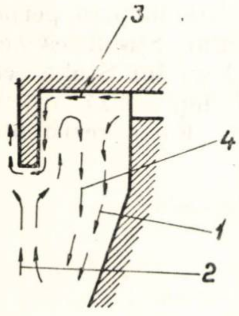


Fig. 1.
1 — circuit ,,direct"
2 — circuit de întoarcere
3 — circuit principal
4 — coloană ascendentă

Lichidul de răcire — ungere care spală zona de așchiere și ghidajele mașinii ajunge prin curgere liberă prin sita 5 în rezervorul secundar 4. De aici pompa 2 îl aspiră și îl trimite în hidrociclon sau în bateria de hidrocicloane 1 cu presiunea de 3—3,6 daN/cm². Lichidul curat iese pe la partea superioară a hidrociclonului sau bateriei de hidrocicloane cu presiunea de 0,5 daN/cm² și este trimis la mașină. În cazul în care robinetul de la mașină este închis, lichidul curat este deversat prin supapa 7 în rezervorul de lichid curat 4. Surplusul de lichid murdar care se scurge din cutia colectoare cade pe sita 5 și de aici în rezervorul secundar. Presiunea de 3—3,6 daN/cm² necesară la intrarea în hidrociclon sau baterie de hidrocicloane este generată de pompa 2 de tip centrifugal, imersat, cu o singură treaptă.

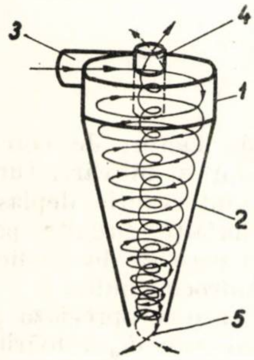


Fig. 2
1 — parte cilindrică
2 — parte conică
3 — ajutaj de intrare
4 — ajutaj de captare a coloanei ascendente
5 — ajutaj de ieșire

Hidrociclonul (fig. 2) este format din două părți : o parte cilindrică și o parte conică. Prin-

Tabelul 1

Nr. crt.	Tipul instalației	Debitul nominal (l/min)	Presiunea la ieșirea din instalație (bar).	Numărul de hidrocicloane (hidrociclon elementar 25 l/min)	Electropompa							Rezervor		Cutie colectoare					Observații
					Tip – Firma	Debit nominal (l/min)	Presiunea nominală refulată (bar)	Motor electric											
								Putere (kw)	Turație (rot./min)	Tensiunea de alimentare (v)	Frecvența (Hz)	Dimensiuni de gabarit (mm)	Capacitatea (l)	Dimensiuni de gabarit (mm)	Capacitatea (l)	Dimensiuni de gabarit ale inst. (mm)	Diametrul racordului de ieșire (NG)	Finețea epurării (μm)	
1	HC25	25	0,5	1	MUR 25 „AVERSA"	25	3,5	1,1	2900	220	50	450 × 900 × 360	135	150 × 150 × 220	5		3/4"	10–12	
2	HC50	50	0,5	2	MUR 50 „AVERSA"	50	3,5	1,5	2900	220	50	900 × 900 × 360	275	150 × 150 × 220	5	900 × 905 × 925	1"	10–12	
3	HC100	100	0,5	4	MUR 100 „AVERSA"	100	3,5	2,2	2900	220	50	1350 × 900 × 360	410	185 × 275 × 280	14	1350 × 900 × 1120	1·1/2"	10–12	
4	HC200	200	0,5	8	MUR 200 „AVERSA"	200	3,5	3	2900	220	50	1800 × 1350 × 360	825	185 × 275 × 280	2 × 14	1800 × 1350 × 1260	2"	10–12	

tr-un ajutaj de intrare 3 de secţiune dreptunghiulară lichidul impurificat intră tangenţial în hidrociclon la o presiune de 3—3,6 daN/cm^2. Pe această porţine viteza lichidului este de aproximativ 12—14 m/s cu o turbulenţă deosebit de ridicată. În partea superioară a hidrociclonului există un profil în formă de elice care imprimă fluidului o mişcare elicoidală, la început pe o generatoare cilindrică iar apoi pe o generatoare conică. Prin micşorarea diametrului conului rezistenţa hidraulică creşte pînă cînd lichidul este nevoit să se întoarcă formînd o coloană ascendentă care este captată de ajutajul 5 ieşind din hidrociclon cu o presiune de 0,5 daN/cm^2.

Pe porţiunea conică a hidrociclonului viteza lichidului este crescîndă. În această porţiune forţa centrifugă care acţionează asupra particulelor dispersate în fluid creşte, iar datorită diferenţei de greutate specifică dintre particulele solide şi lichid, primele sînt aruncate către periferie unde datorită componenţei verticale a vitezei cu care ele se deplasează sînt împinse de-a lungul peretelui spre vîrful conului ieşind împreună cu o mică cantitate de fluid pe la ajutajul de scurgere 5.

Deplasarea lichidului curat în cadrul coloanei ascendente este tot în formă de elice cu o generatoare cilindrică. Această coloană este înconjurată de o manta de aer care este absorbit de la partea inferioară a hidrociclonului. În afară de această deplasare utilă a lichidului în hidrociclon mai există o serie de circuite parazite [fig. 3]. O cantitate de maximum 15% din

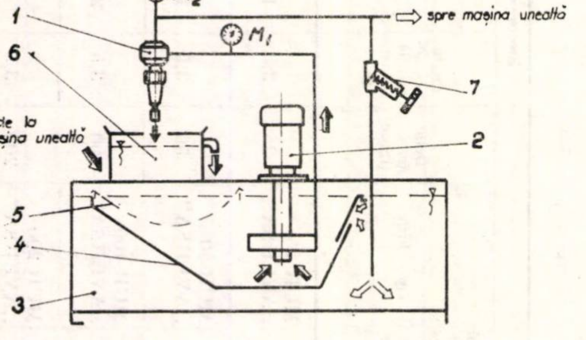


Fig. 3.

1 — hidrociclonul cu baterie de hidrocicloane
2 — electropompă
3 — rezervor de lichid curat
4 — rezervor murdar
5 — sită
6 — cutie colectoare (pt. lichid murdar)
7 — supapă
M_1— manometru 0—6 bar
M_2— manometru 0—2,5 bar

debitul de intrare o formează „circuitul direct" 1 al cărui termen începe la intrarea în hidrociclon şi trece de-a lungul peretelui superior direct în ajutajul de ieşire neluînd parte la apariţia de centrifuge, deci de separare a particulelor solide din lichide. Prin elicea care se prevede în partea superioară a hidrociclonului debitul de fluid care ia parte la acest circuit este micşorat. Un alt circuit de fluid parazit este „circuitul de întoarcere, 2, care are o direcţie ascendentă de-a lungul coloanei centrale ascendente, punctul de întoarcere în dreptul ajutajului de intrare în hidrociclon după care fluidul purtat pe această direcţie este recirculat.

Calculul hidrociclonului implică două tipuri de determinări:

— calculul performanţelor hidrociclonului;
— calculul dimensional al hidrociclonului.

La baza tuturor acestor calcule stă ecuaţia de echilibru a particulei într-un plan perpendicular pe axa hidrociclonului. Stabilirea acestei ecuaţii se face pe baza legii lui Stokes considerînd că particula se deplasează în lichid datorită forţei centrifuge. Forţa rezistentă F_r va fi:

$$F_r = 3\pi\,\eta\cdot u\cdot d \qquad (1)$$

unde:

η = vîscozitatea dinamică a fluidului;
u = viteza radială a particulei;
d = diametrul particulei.

Forţa centrifugă care acţionează asupra particulei este:

$$F_c = \frac{\pi\cdot d^3}{6}\,(\rho_s - \rho_f)\,v^2/\mathrm{r}$$

unde:

ρ_s = densitatea particulei solide;
ρ_f = densitatea fluidului;
r = raza de rotaţie.

În baza egalităţii dintre cele două forţe rezultă:

$$3\pi\eta\cdot u\cdot d = \frac{\pi\cdot d^3}{6}\,(\rho_s - \rho_f)\,v^2/r \qquad (3)$$

de unde:

$$u = \frac{d^2}{18}\cdot\frac{\rho_s - \rho_f}{\eta}\,v^2/r \qquad (4)$$

Introducînd o serie de factori de corecţie datorită formei particulelor în mişcare, turbulenţei mediului fluid cît şi intervenţiei deplasării particulelor datorită celorlalte circuite parazite se pot obţine relaţii care să dea indicaţii asupra performanţelor hidrociclonului.

Unul din factorii prin care se apreciază performanţele hidrociclonului este d_{50} = mărimea granulei limită. Aceasta reprezintă diametrul echivalent al particulei pentru care probabilitatea de trecere prin ajutajul de scurgere este egală cu probabilitatea de trecere prin ajutajul de ieşire din hidrociclon. Aceasta se poate observa şi în curba din figura 4. Parametrul

d_{50} depinde de numeroşi factori şi pentru determinarea sa numeroşi autori au stabilit relaţii semiempirice care diferă destul de mult între ele. În general se poate scrie:

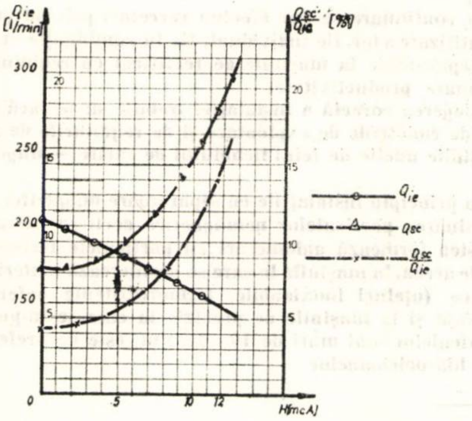
$$d_{50} = f(D_0, D_i, D_s, Q, R_e, \alpha, \eta, \rho_r, \rho_f) \qquad (5)$$

unde:

D_0= diametrul părţii cilindrice;
D_i= diametrul de intrare în hidrociclon;
D_s= diametrul de scurgere;
Q = debitul nominal al hidrociclonului;
R_e= numărul Reynolds;
α = unghiul conului;
η = vîscozitatea cinematică;
ρ_s = greutatea specifică a particulelor solide;
ρ_f = greutatea specifică a fluidului.

Rezultatele practice obţinute cu diferite tipuri de hidrocicloane diferă mult de rezultatele obţinute prin calcule şi este necesar un volum însemnat de experimentări pentru punerea lor de acord. S-au făcut cercetări pentru determinarea performanţelor hidrocicloanelor realizate.

Au fost făcute măsurări privind variaţia debitului de lichid care iese din hidrociclon sau bateria de hidrocicloane funcţie de căderea de presiune (fig. 4), variaţia debitului de scurge-



Fip. 4

re funcţie de căderea de presiune (fig. 4), nivelul de contaminare al fluidului epurat, uzura elementelor hidrociclonului şi altele. Există mai multe metode pentru determinarea gradului de epurare, a eficacităţii sistemelor de filtrare. Dintre acestea, cele mai importante sînt următoarele:

1) Analiza vizuală. Primul test care se face asupra probei. Posibilităţile de analiză ale unui operator exersat sînt pînă la 40 μm. Deci, o probă în care se văd impurităţi cu ochiul liber înseamnă că este contaminată cu particule mai mari de 40 μm.

2) Testul culorii. Eşantionul de fluid prelevat este trecut printr-o membrană filtrantă care colectează contaminanţii. Această membrană este colorată (umbrită) într-o măsură mai mare sau mai mică funcţie de nivelul contaminării. Prin compararea ei cu membrane standard se poate aprecia nivelul de contaminare al fluidului epurat.

3) Analiza gravimetrică. Eşantionul de fluid care va fi testat este trecut printr-o membrană filtrantă de greutate cunoscută. După trecerea lichidului membrana este spălată de uleiuri şi grăsimi cu ajutorul unor solvenţi lipsiţi de impuritate. Membrana este uscată la etuvă şi cîntărită. Făcînd diferenţa dintre greutatea membranei înainte şi după trecerea fluidului prin ea se obţine cantitatea de impurităţi depuse.

4) Analiza cu ajutorul numărătorului electronic de particule. Prin trecerea eşantionului de fluid prin faţa unei celule fotoelectrice, particulele opace produc o variaţie a tensiunii electrice. Prin numărarea impulsurilor se află cîte particule conţine eşantionul de fluid. Impulsul este mai mare sau mai mic funcţie de mărimea particulei. Numărătorul electronic de particule ordonează aceste impulsuri pe 6—12 canale funcţie de mărimea particulei, fiecărui canal corespunzîndu-i un anumit domeniu de dimensiuni ale contaminantului. În final, aparatul afişează numărul de particule în anumite domenii de dimensiuni, existente în eşantionul testat.

5) Metoda microscopică. Eşantionul de fluid care va fi testat este trecut printr-o membrană filtrantă prevăzută pe suprafaţa ei cu o reţea de linii ortogonale care determină pătrate de dimensiuni bine cunoscute. Se pune proba la microscop şi se numără particulele din fiecare pătrăţel. Metoda este foarte laborioasă, obositoare şi pretinde prezenţa unui personal bine antrenat pentru această muncă.

Au fost făcute măsurări asupra gradului de epurare a lichidelor de răcire — ungere folosind metodele prezentate la punctele 3 şi 4. Rezultatele obţinute au arătat că hidrocicloanele realizate separă în proporţie de 98% particulele mai mari de 10—12 μm.

Experimentările efectuate au arătat că gradul de epurare se îmbunătăţeşte pe măsură ce rezistenţa la ieşirea fluidului din hidrociclon creşte. În acelaşi timp însă creşte încălzirea lichidului vehiculat prin hidrociclon şi scade sensibil debitul obţinut la ieşire, ceea ce poate avea consecinţe nefavorabile asupra rezultatelor procesului de prelucrare.

Instalaţiile cu separatoare magnetice sînt alcătuite pe principiul modular (Baukasten) ca şi cele cu hidrocicloane, putînd fi montate în diverse poziţii faţă de maşina unealtă şi avînd posibilitatea de a fi completate cu diverse elemente auxiliare (pompe de presiune ridicată, echipamente de termostatare a lichidului de răcire — ungere, etc.). Aceste instalaţii pot deservi o gamă largă de maşini.

Pentru obţinerea unei bune epurări se recomandă următoarele:

— vîscozitatea lichidului de răcire — ungere să fie mai mică de 30 cSt.;
— raportul în care se găsesc particulele nemetalice faţă de cele metalice să fie 1/5 pînă la 1/20;
— separatoarele magnetice se folosesc numai pentru aşchierea materialelor magnetice;

În funcţie de debitul nominal de lichid vehiculat aceste instalaţii se împart în 4 tipodimensiuni ale căror caracteristici principale sînt prezentate în tabelul 2.

Principalele încercări la care au fost supuse separatoarele magnetice au fost:

— analiza variaţiei intensităţii cîmpului magnetic pe lungimea tamburului;
— măsurarea gradului de epurare funcţie de debitul de lichid care trece prin separator, deci implicit şi de viteza rotaţiei între deplasarea fluidului şi rotaţia separatorului;
— măsurarea gradului de epurare funcţie de concentraţia de impuritate;

Tabelul 2

Instalaţie cu separator magnetic pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire-ungere la maşini-unelte

Nr. crt.	Tipul instalaţiei	Electropompa: Tip Firma producătoare	Electropompa: Debit nominal (l/min)	Electropompa: Presiunea nominală (mCA)	Electropompa: Dimensiunile orific. de refulare ("G)	Electropompa: Motor electr. 220/380/500 50/60 Hz: putere (kW)	Electropompa: Motor electr. 220/380/500 50/60 Hz: turaţie (rot/min)	Rezervor: Gabarit (mm)	Rezervor: Capacitatea (e)	Dimensiuni de gabarit ale instalaţiei (mm)	Gradul de epurare (%)	Caracteristicile motorului de antrenare a reductorului: Putere (kW)	Turaţie (rot/min)	Frecv. (Hz)	Tensiune de aliment. (V)
1	SMI 25	MU 40 ,,AVERSA"	40	2,25	3/4	0,15	2890	904× 464× 360	135	904× 580× 765	90–95	0,37	1440	50 60	220 380
2	SMI 50	MU 63 ,,AVERSA"	63	3,5	3/4	0,37	2850	904× 914× 360	275	1020× 920× 765	90–95	0,37	1440	50 60	220 380
3	SMI 100	MU 100 ,,AVERSA"	100	5,5	1 1/4	0,75	2790	1554× 914× 360	410	1354× 1080× 765	90–95	0,37	1440	50 60	220 380
4	SMI 160	MU 160 ,,AVERSA"	160	6,7	1 1/4	1,1	2790	1804× 1364× 360	825	1874× 1468× 765	90–95	0,37	1440	50 60	220 380

— măsurarea gradului de epurare funcţie de raportul dintre particulele metalice şi nemetalice.

Separatoarele magnetice realizate asigură o epurare a fluidelor de răcire – ungere reţinînd 94–98 % din particulele contaminate din fluid. Trebuie remarcat faptul că odată cu particulele magnetizabile sînt eliminate în mare parte şi particulele din materiale neferoase.

Concluzii

Instalaţiile pentru vehicularea şi epurarea lichidelor de răcire-ungere cu hidrocicloane şi cu separatoare magnetice realizate în cadrul ICPMUA – Bucureşti, au dat rezultate pe deplin satisfăcătoare, ele putînd fi folosite cu succes la maşinile de prelucrat prin abraziune cu regimuri normale de aşchiere (cu viteza periferică a pietrei pînă la 35–40 m/s).

In continuare se vor efectua cercetări privind posibilităţile de utilizare a lor, fie individual, fie în combinaţie cu alte tipuri de separatoare la maşinile de rectificat cu regimuri de lucru de mare productivitate.

Alegerea corectă a instalaţiei trebuie să se facă ţinînd seama de condiţiile de exploatare şi de regimurile de lucru de la maşinile unelte de felul lichidului de răcire – ungere utilizat etc.

In principiu instalaţiile cu separatoare magnetice nu asigură eliminarea particulelor nemagnetice decît în măsura în care acestea formează aglomerări cu particulele feroase.

De aceea, la maşinile la care se prelucrează materiale nemagnetice (oţeluri inoxidabile, termorezistente neferoase, ş.a.) precum şi la maşinile de precizie la care se impune absenţa particulelor mai mari de 10–12 μm, este de preferat utilizarea hidrocicloanelor.

CZ: 621.9.621.004.64

Metoda de determinare a indicatorilor de fiabilitate previzională-experimentală la maşinile unelte, prin încercări în regim forţat sau accelerat

Ing. Adrian IONESCU, s. ing. Ilie PARASCHIV – ICPMUA – Bucureşti

Introducere

Unul din neajunsurile determinărilor fiabilităţii operaţionale este durata mare a observaţiilor asupra unui lot de maşini aflate în exploatare curentă la beneficiari.

De asemenea, o evidenţă strictă a defecţiunilor şi reparaţiilor apărute în uzină la aceste utilaje este foarte greu de efectuat în condiţiile concrete existente. O evidenţă incorectă a timpilor de bună funcţionare şi a celor de reparaţii accidentale (care constituie datele primare ale prelucrărilor statistice ulterioare) poate duce la denaturarea rezultatelor cu toate metodele statistice de eliminare a erorilor.

Deoarece chiar în cazul unei evidenţe stricte a datelor experimentale, din cauza duratei relativ mari de experimentare, observaţiile privitoare la fiabilitatea elementelor, subansamblelor şi a întregului sistem de maşină

unealtă nu mai pot fi utilizate în scopul îmbunătățirii tipului respectiv de mașină (întrucît seria este deja lansată și afectată de uzura morală și o intervenție în construcția și tehnologia de fabricație este—în această etapă—foarte costisitoare și uneori nerațională), apare necesară prevederea fiabilității unei familii de mașini pe baza experimentărilor făcute în laborator pe prototipuri sau serie zero. Apar astfel premisele unor decizii și măsuri constructive și tehnologice aplicabile înainte de lansarea producției.

Observațiile făcute și propunerile în scop corectiv asupra elementelor cu uzură mare conduc—prin aplicarea lor—la obținerea unor indicatori îmbunătățiți pentru seria de mașini respective. Executarea încercărilor în regim accelerat sau forțat face posibilă depistarea rapidă a elementelor nefiabile și totodată estimarea indicatorilor de fiabilitate previzională într-un timp de redus.

Trebuie avut însă în vedere că precizia cu care se determină indicatorii de fiabilitate pe un prototip sau cîteva mașini, nu poate fi comparabilă cu aceea cu care se determină aceste valori pentru o gamă mai mare de utilaje, cu atît mai mult cu cît, deobicei, prototipurile și seria zero beneficiază de condiții deosebite de execuție și de o tehnologie specifică.

— Valorile obținute sînt estimative, iar fiabilitatea astfel obținută este denumită „previzională".

În literatura de specialitate problemele referitoare la încercările accelerate sau forțate sînt tratate, în majoritatea cazurilor, la nivel de elemente sau subansamble mici.

Întrucît în prezent nu dispunem de o metodică de încercare accelerată sau forțată la mașini unelte și întrucît efectuarea acestor tipuri de încercări necesită o investiție substanțială la început, demararea lor a întîrziat mult.

Scopul acestei lucrări este să ofere o metodică de abordare a lucrărilor experimentale în regim forțat sau accelerat.

Metode de experimentare

Experimentările prin așchiere.

Au următoarele avantaje : elimină standul de încercări și modul de solicitare a organelor mașinii este mai aproape de realitate. Ca dezavantaje însă enumerăm : consum mare de material și cuțite, manoperă ridicată, regimurile „grele" sînt în general limitate de rigiditatea dinamică a mașinilor, timp de încercare destul de mare și ascuțirea deasă a cuțitelor duce la întreruperea experimentărilor.

Experimentările cu stand de încercări.

Standurile de încercări forțate, în încercările de fiabilitate, sînt de fapt dispozitive care se montează pe mașinile unelte, în scopul de a se simula condițiile de lucru, încărcînd organele și structura mașinii cu forțe statice sau pulsatorii, ale căror valori să poată fi variate în limite suficient de mari și să fie controlabile. Ca dezavantaje specificăm însă investițiile necesare precum și aproximarea variațiilor forțelor din așchierea propriu-zisă prin alte legi de variație periodice care pot fi sinusoidale, trapezoidale, sau alte tipuri de variații în timp.

Eliminarea consumului de scule așchietoare este unul din motivele principale care fac preferabilă alegerea experimentărilor cu standuri de încercări.

Din punctul de vedere al valorilor eforturilor de încărcare a mașinii și al frecvenței comenzilor de acționare față de exploatarea normală, putem distinge :

— încercări accelerate, prin care înțelegem de obicei acele tipuri de încercări care se pot face fără mărirea sarcinilor, ci doar prin reducerea substanțială a timpilor între două comenzi succesive ceea ce face ca ciclul mașinii să se execute mult mai rapid, pe seama scurtării timpului auxiliar între comenzi ;

— încercări în regim forțat care presupun, în cazul aceluiași tact de efectuare a comenzilor, mărirea sarcinii față de cea obișnuită în regimul normal de lucru ;

— încercări forțate — accelerate, care îmbină ambele aspecte enunțate anterior, în sensul că se adoptă sarcini mari, aplicate cu o frecvență mărită, față de condițiile normale de lucru.

Din punct de vedere al naturii solicitării, deosebim :

— **metoda solicitării constante în trepte de timp**, care constă în împărțirea lotului de obiecte în mai multe selecții, ce sînt supuse separat la diferite nivele de solicitare. În scopul micșorării duratei de experimentare, se pot face numai încercări în regim forțat renunțînd la cele normale, de lungă durată, procedînd la extrapolare în vederea estimării timpului mediu de bună funcționare în condiții normale de solicitare ;

— **metoda timpului constant în trepte de solicitare**, care presupune că aceeași selecție este supusă în mod treptat la mai multe trepte de solicitare, de durată și amplitudine egală.

Una din condițiile esențiale necesare la stabilirea nivelului de solicitare este de a nu se schimba legea de distribuție a defectărilor la mărirea solicitării, ceea ce corespunde apariției unor fenomene ireversibile, nedorite, care nu pot apare în regim normal.

O asemenea situație, datorită faptului că duce la denaturarea rezultatelor experimentale și la modificarea alurii funcției de solicitare — timp, are drept consecință limitarea nivelului de solicitare la o anumită valoare, care se poate observa numai din experimentări.

Determinarea dependenței dintre parametrul de solicitare și timp

Este posibil ca pe baza acestor experimentări să se obțină indicatori previzionali atît pentru fiabilitatea funcțională cît și pentru fiabilitatea tehnologică. Întrucît problemele se pun întrucîtva diferit pentru cele două aspecte

ale fiabilității la mașinile unelte în această primă etapă de lucru, în cele ce urmează le vom prezenta separat.

Aspectul funcțional al fiabilității

Pentru determinarea curbei de solicitare — timp, sînt necesare un număr mare de puncte prin care să se traseze această funcție cît mai exact. Dar, întrucît fiecare punct din diagramă poate fi determinat cu o mașină unealtă, iar utilizarea unui număr mare de mașini este neeconomică, putem obține cu o aproximație mai mare această curbă avînd cel puțin trei puncte determinate. Iată deci că, în limita unui anumit risc, ne putem mărgini la a determina funcția de solicitare — timp, cu numai trei mașini experimentate din același tip de bază (strunguri normale, mașini de frezat cu consolă, mașini de găurit cu coloană, etc).

Ca parametru de solicitare, putem utiliza fie presiunea pe ghidaje, fie puterea consumată măsurată la motorul principal de acționare, ca și ritmul de solicitare, respectiv frecvența cu care se dau comenzile asupra elementelor de comandă din sistem. Notînd acest parametru în cazul general cu W, putem să facem experimentările astfel încît fiecare mașină să fie supusă la cîte o solicitare W_0, W_1, sau W_2.

Pentru fiecare din cele trei mașini, trebuie notați timpii de bună funcționare între două defecțiuni succesive (în ore). Cu fiecare din cele trei șiruri, după ordonare, pot fi construite diagramele frecvențelor absolute ale defecțiunilor și după identificarea tipului de distribuție se poate calcula media acestor timpi și respectiv dispersia și abaterea medie pătratică. Valorile acestor medii determinate pentru fiecare din cele trei distribuții obținute, împreună cu valorile fiecăreia din solicitările aplicate, constituie chiar coordonatele celor trei puncte, care aparțin curbei $W(t)$, respectiv, 1 (t_0, W_0), $2(t_1 W_1)$, $3(t_2, W_2)$. Funcția se obține prin unirea celor trei puncte (fig. 1) prin curba $W(t)$.

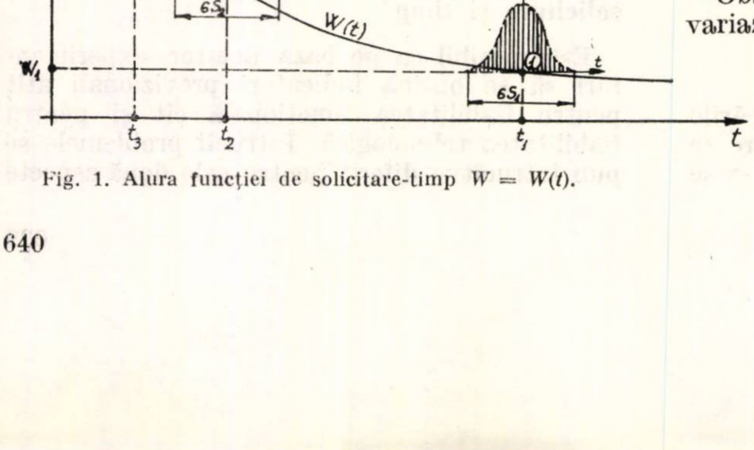


Fig. 1. Alura funcției de solicitare-timp $W = W(t)$.

Pe baza acelorași rezultate experimentale, putem construi graficele care stabilesc dependența dintre timpii de bună funcționare în regim forțat sau accelerat și timpii de bună funcționare în regim normal de lucru, la diferite mărimi ale sarcinii W.

În figura 2 s-au reprezentat cîteva astfel de funcții, ale căror aluri le-am aproximat cu drepte

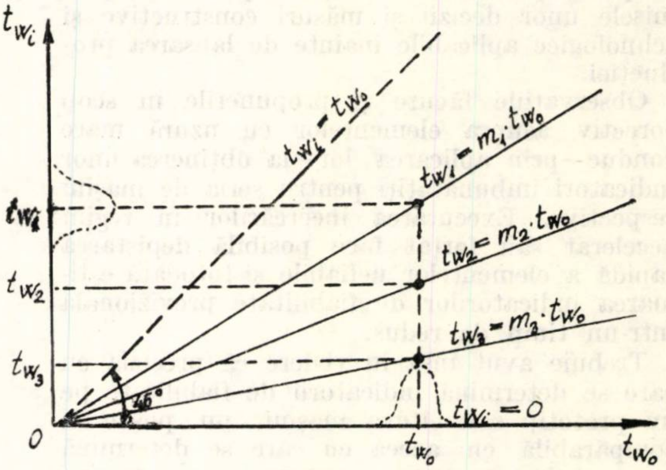


Fig. 2. Dependența timpilor de bună funcționare $t_{w i}$ obținuți la diferite solicitări W_i, de timpul de bună funcționare t_{w_0} obținut în regim normal W_0.

ce trec prin origine, axele de coordonate reprezentînd:

— axa orizontală — timpi de bună funcționare în regim normal de lucru (t_{w_0});

— axa verticală (ordonata) — timpi de bună funcționare în regim accelerat (t_{w_i}).

După cum se observă, în ipoteza făcută, se obține un fascicul de drepte al cărei pol este chiar în originea axelor de coordonate. Putem obține același timp t_{w_0}, pentru diferite valori ale timpilor obținuți în regim accelerat sau forțat, corespunzători sarcinilor la care s-au determinat.

Dacă considerăm că sarcinile W_i sînt în relația:

$$W_n > \ldots > V_3 > W_2 > W_1,$$

atunci pantele dreptelor (m_i) din fascicul vor fi cu atît mai mici, cu cît W_i va fi mai mare, ceea ce duce la obținerea lui t_{w_0} într-un timp t_{w_i} foarte scurt.

Dreptele t_{w_i} se pot determina foarte simplu, întrucît unul din punctele prin care trec este originea, iar celălalt va fi punctul experimental caracterizat de t_{w_0} determinat pe o mașină care funcționează la sarcină W_0 cunoscută și t_{w_1}, t_{w_2}, rezultate prin aplicarea sarcinilor W_1, W_2.

Observăm, de asemenea, că regiunea în care variază acest fascicul este mărginită de bisectoarea cadrului și axa t_{w_0}, limite care reprezintă situațiile:

$t_{w_i} = t_{w_0}$ — regimul normal, în care $W_i = W_0$;

$t_{w_i} = 0$ — regimul teoretic, în care solicitarea $W_i \to \infty$

Așadar, pantele acestor drepte din fascicul variază după o anumită lege între valorile 1 și 0, descrescînd cu creșterea sarcinii W_i, ceea ce ne determină să transpunem grafic modul de variație a funcției $m(W)$.

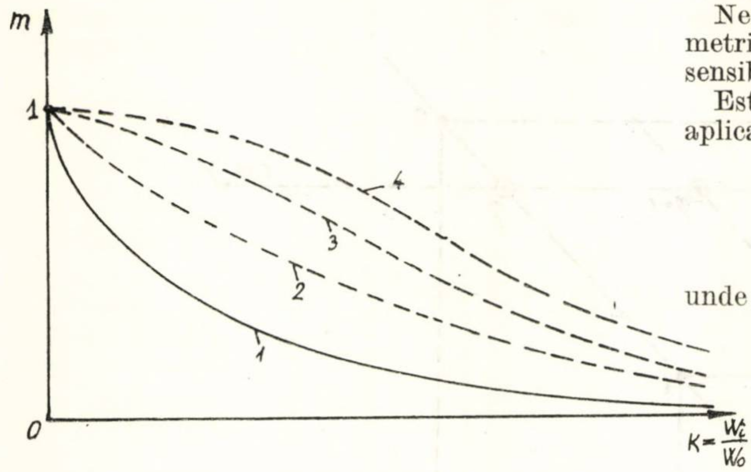


Fig. 3. Cîteva aluri ale funcției descrescătoare $m = m(K)$.

În figura 3, din necesitatea de a acoperi întreaga gamă de valori între 0 și ∞, am luat ca variabilă independentă o variabilă $K = \frac{W_i}{W_0} - 1$, pe care o vom denumi **coeficient de accelerare**, întrucît exprimă gradul de solicitare, comparativ cu solicitarea normală W_0. Într-adevăr în cazul cînd $W_i = W_0$, $K = 0$, iar, cînd $W_i > W_0$, K are numai valori pozitive care cresc cu solicitarea W_i.

În cazul general, funcția obținută $m(K)$ poate lua diferite aluri între 1 și 0, toate descrescătoare și care reprezintă însuși modul de variație a pantelor m_i în funcție de solicitările W_i.

Ținînd însă seama că pantele m_i prin mărimea lor reprezintă chiar valorile timpilor de bună funcționare t_{wi} (obținuți la solicitările W_i corespunzătoare), dar reprezentați la scara $\frac{1}{t_{w_0}}$, iar valoarea lui K depinde de W_i, diagrama din figura 3 poate fi considerată o nouă modalitate de reprezentare, prin scări mai convenabile, a funcției $W(t)$ prezentată anterior în figura 1. Această transformare a coordonatelor conduce la unele avantaje din punct de vedere al utilizării practice.

Ceea ce este însă foarte important, este faptul că noua reprezentare ne permite ca, pe baza unor considerente analitice și a datelor experimentale, să putem găsi legea care guvernează variația timpilor de bună funcționare în funcție de solicitarea W, care odată cunoscută poate fi utilizată în continuare în prognoza indicatorilor de fiabilitate într-un regim de funcționare normal (W_0) a unui prototip sau a mașinilor din seria zero, din aceeași familie de bază.

În figura 3 au fost reprezentate cîteva aluri ale funcției $m(K)$ toate descrescătoare, dar după legi diferite. Putem însă utiliza o lege foarte generală, care să cuprindă majoritatea tipurilor de legi de variație, în funcție de valorile unor parametri.

Ne-am propus astfel o lege care are trei parametri, alura curbelor putînd fi modificată sensibil, în funcție de valorile fiecăruia.

Este vorba de legea lui Weibull, cu mari aplicații în fiabilitate, cu expresia generală:

$$R(t) = exp\left[\left(\frac{t-\gamma}{\eta}\right)^{\beta}\right], \qquad (1)$$

unde β este parametrul de formă, γ — este parametrul de localizare și η este parametrul de scară.

Problema se poate simplifica, ținînd seama de faptul că funcția $m(K)$ descrește, ceea ce face ca parametrul de localizare să fie 0. Rămîne de determinat doar β și η, iar funcția este

$$m = e\left[-\left(\frac{k}{\eta}\right)^{\beta}\right] \qquad (2)$$

Parametrii β și η se pot determina ușor, dacă punctele obținute experimental se trec pe o hîrtie Weibull (fig. 4).

Într-o astfel de diagramă funcția obținută este o dreaptă care trece prin $m = 1$, pentru că $\gamma = 0$. Pe ordonată se va trece $lgln\,\frac{1}{m}$, iar pe abscisă se trece lnK.

Punctele experimentale 1 și 2 se pot uni cu o dreaptă care teoretic trece prin origine, dar aici nu poate fi în evidență acest fapt din cauza naturii logaritmice a coordonatelor. Parametrii β și η se determină prin metoda lui Alan—Plait. În cazul particular $\beta = 1$, legea de variație a lui $m(K)$ este exponențială:

$$m = exp\left(-\frac{K}{\eta}\right) \qquad (3)$$

După cum se observă, metoda permite ca pe baza a două puncte, pentru a căror determinare sînt necesare trei mașini din tipul de bază, să se traseze dreapta $m(K)$. Ceea ce face să ne limităm la un număr mic de mașini este factorul economic, chiar dacă nivelul de încredere se reduce.

Aspectul tehnologic al fiabilității

Și în acest caz este necesar un minim de 3 mașini unelte. Natura solicitării poate fi de asemenea presiunea pe ghidaje, forța de acționare între axul principal și masa de lucru, pute-

rea consumată de motorul principal de acționare etc. În acest caz evidențierea „defecțiunii" trebuie făcută prin ieșirea din limitele uneia din abaterile de precizie de lucru, considerată drept criteriu de calcul al fiabilității

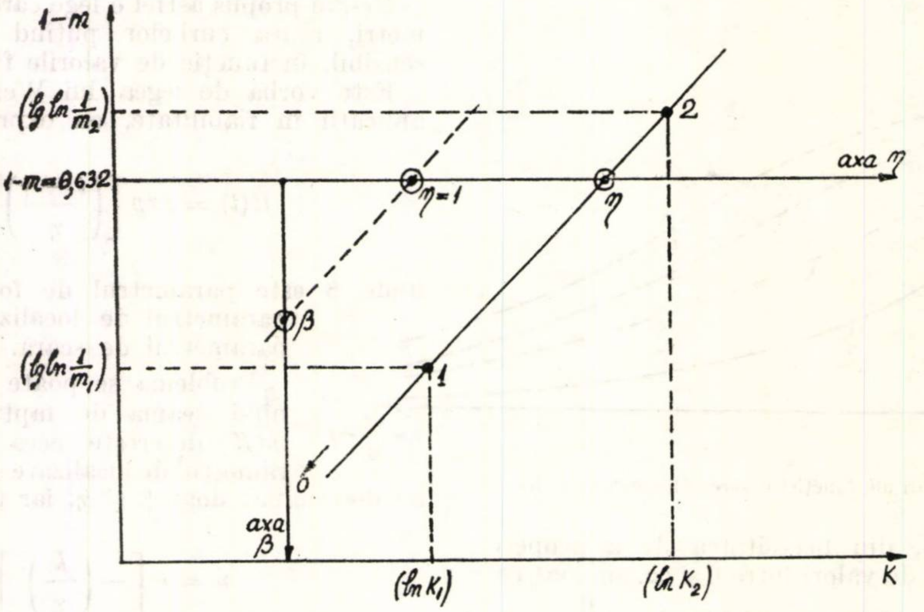


Fig. 4. Reprezentarea funcției $(1-m)$ în raport cu K, într-o diagramă Weibull și determinarea parametrilor β și η.

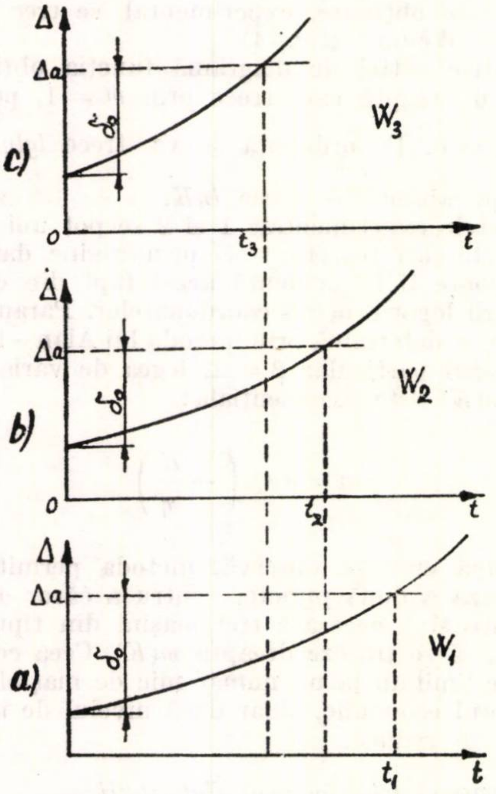


Fig. 5. Evoluția preciziei de lucru în funcție de timp, la diferite solicitări W_i.

tehnologice, criteriu determinat aprioric pentru fiecare tip de mașină.

În continuare este necesar să determinăm timpii de bună funcționare tehnologică pentru fiecare din cele trei mașini (fig. 5).

Cele trei mașini trebuie reglate la aceeași rezervă de precizie inițială și în acest mod timpii de

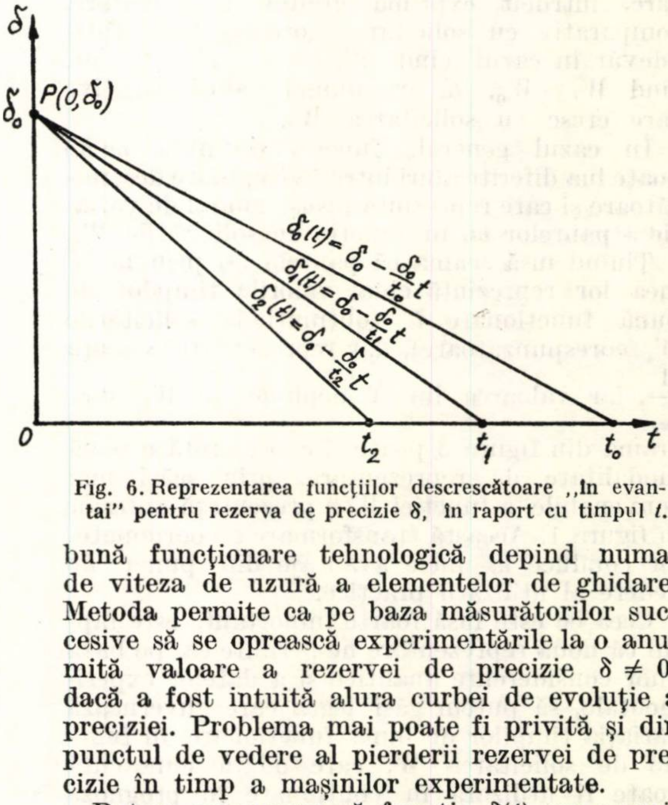


Fig. 6. Reprezentarea funcțiilor descrescătoare „în evantai" pentru rezerva de precizie δ, în raport cu timpul t.

bună funcționare tehnologică depind numai de viteza de uzură a elementelor de ghidare. Metoda permite ca pe baza măsurătorilor succesive să se oprească experimentările la o anumită valoare a rezervei de precizie $\delta \neq 0$, dacă a fost intuită alura curbei de evoluție a preciziei. Problema mai poate fi privită și din punctul de vedere al pierderii rezervei de precizie în timp a mașinilor experimentate.

Putem presupune că funcția $\delta(t)$ are o variație liniară (fig. 6) :

$$\delta(t) = \delta_0 - \frac{\delta_0}{t_i}\, t$$

dreptele aparţinînd unui fascicul cu polul $P(0, \delta_0)$. Pantele acestor drepte sînt negative şi depind de timpii t_i. Pentru a stabili dependenţa dintre pante şi solicitare vom construi o diagramă asemănătoare celei din figura 3, unde pe abscisă şi ordonată se vor trece

$$M = \frac{\delta_0}{t_0} : \frac{\delta_0}{t_i} = \frac{t_i}{t_0}, \qquad (5)$$

respectiv $K = \frac{W_i}{W_0} - 1$ ca în situaţia precedentă.

A fost preferabil să studiem variaţia lui $\delta(t)$ deoarece am dorit ca prin raportul pantelor dreptelor din fascicul să obţinem o funcţie M similară cu funcţia m. Problema se tratează similar.

Determinarea indicatorilor de fiabilitate previzională pe baza funcţiei de solicitare — timp

Baza de calcul a indicatorilor de fiabilitate previzională o formează timpul de bună funcţionare t_0, în regim normal obţinut prin calcul din tipul t_{wi}, rezultat la o solicitare W_i. Determinarea lui t_{wi} se face astfel:

— se stabileşte M sau m astfel ca să se obţină t_{wi} convenabil;

— pe baza funcţiei $M(K)$ se determină valoarea coeficientului de accelerare K, iar apoi solicitarea la care urmează să se facă experimentarea;

— Prototipul sau maşinile din seria zero se supun solicitării W_i şi se obţine timpul t_{wi}, după care se calculează t_0.

După determinarea timpului t_0, alegînd *a priori* ca lege de distribuţie a timpilor de bună funcţionare legea exponenţială pentru aspectul funcţional şi legea normală pentru aspectul tehnologic putem calcula ceilalţi indicatori.

Concluzii

Pe baza observaţiilor se pot trage concluzii asupra elementelor mai puţin fiabile ale maşinii, dînd posibilitatea înlocuirii lor.

Timpul de determinare a acestor indicatori este mult redus comparativ cu metodele fiabilităţii operaţionale.

Pentru determinarea indicatorilor de fiabilitate previzională este necesară efectuarea unei prime etape pe un minim de 3 maşini noi, din acelaşi tip cu prototipul.

Metoda permite, ca după experimentări, maşinile să aibă încă o rezervă de precizie.

Prin aplicarea rezultatelor experimentărilor şi ţinînd seama de concluziile trase, înainte de lansarea producţiei de serie se poate mări fiabilitatea respectivei familii de maşini.

Metoda permite determinarea unor indicatori de fiabilitate previzională experimentală la prototipuri şi seria zero.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Caba, M.*: Sinteză documentară 1972. Fiabilitatea şi siguranţa în funcţionare a utilajelor.

[2] *Pollard, A., Rivoire, C.*: Fiabilitatea şi statisticile previzionale. — Metoda lui Weibull.

[3] *Vercenko, V. R.*: Încercări accelerate privind siguranţa în funcţionare a produselor din construcţia de maşini.

Condiţii de prezentare a manuscriselor pentru revista „Construcţia de maşini"

1. **Textul** unui articol împreună cu desenele să nu depăşească 15 pag. convenţionale, 2000 semne.
2. **Dactilografierea** se execută la 2 rînduri în pag. de 2000 semne, pe hîrtie albă, pe o singură faţă a filei. Pagina va avea o margine albă de 3 cm lăţime în stînga. Formulele se scriu foarte clar, cu semnele matematice şi literele conf. STAS suficient de mari, cu tuş.
3. **Desenele** se execută în tuş pe calc, la dimensiuni între formatele A6 şi A4. Dacă sînt figuri-foto, acestea nu trebuie să depăşească formatul A4 şi să fie foarte clare, cu efectele de constrast foarte pronunţate.
4. **Toate figurile şi tabelele** care însoţesc articolul trebuie menţionate în text. Figurile trebuie să aibe titluri şi legende şi să fie însoţite de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată de textul articolului. Nu se va scrie pe nici o figură titlul şi legenda; legătura se face prin numărul lor conf. borderoului separat într-un plic adecvat prezentate. În tipografie diferitele elemente ale materialului (text,borderou de figuri, bibliografii, tabele) se prelucrează în secţii diferite, de aceea ele trebuie prezentate pe foi separate.
5. **Tabelele** trebuie dactilografiate pe foi separate de text (în text li se va indica doar locul ca şi pentru figuri), deoarece au alt regim tipografic.
6. **Bibliografia** trebuie dactilografiată tot pe o pagină separată de text şi prezentată conf. STAS nr. 6158—60 şi anume: **Cărţi**: numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul cărţii (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual traducerea în lb. română), numărul ediţiei în cifre arabe, numărul volumului în cifre romane, locul publicării, pagina la care se trimite sau prima şi ultima pagină a fragmentului. **Periodice**: numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul

articolului (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual cu traducerea în lb. română), titlul periodicului precedat de cuvîntul „In", numărul volumului sau anul de apariție (în cifre arabe) numărul de ordine al numărului de periodic, data numărului, pag. citată sau prima și ultima pag. a fragmentului citat sau a articolului întreg, după cum citează, doar o anumită pagină, un fragment, sau un articol în întregime. Cînd lucrarea citată a fost tradusă în lb. română, titlul se scrie în traducere, dar cu mențiunea că lucrarea a fost tradusă și din ce limbă.

7. **Predarea la redacție** a manuscrisului dactilografiat se face în două ex., din care un original și o copie. Originalul este însoțit de desenele în tuș pe calc și fotografii cînd este cazul, iar cel de-al doilea exemplar este însoțit de ozalide sau xerocopii ale figurilor în calc sau de la doilea rînd de fotografii cînd este cazul.
8. Autorul trebuie *să garanteze conținutul științific* al articolului, iar textul prezentat redacției să fie revizuit după dactilografiere, deoarece în timpul fazelor editoriale și tipografice nu îl mai revede, deci nu mai poate interveni în acest text după predarea manuscrisului.
9. Conf. regulilor editoriale manuscrisele și figurile-publicate sau nu-nu se mai restituie autorului.
10. Materialele, prezentate conform regulilor de mai sus, se primesc la redacția revistei. „Construcția de mașini", la următoarea adresă :

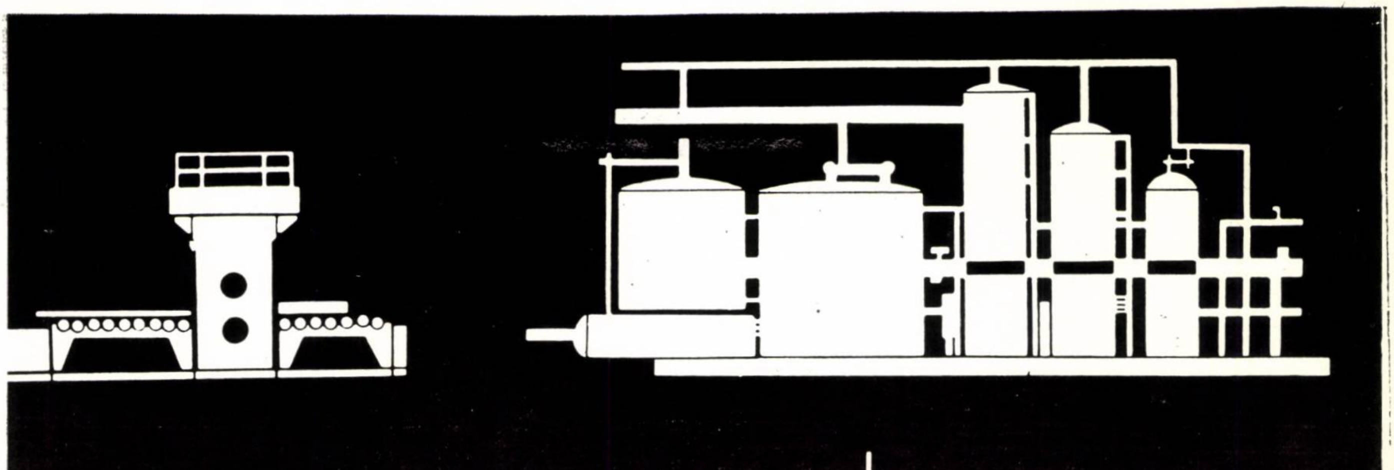
OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARA PT. IND. CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI

Redacția revistei „Construcția de mașini" Cal. Victoriei 133. S. 1, clădirea mică, parter cod 71102 BUCUREȘTI, Of. poștal 22, Căsuța poștală 2974

11. Orice informație și referință pot se obține la telefoanele : 50.31.30 (direct) și 50.40.90/253 sau 274, redactor : ȘERBAN TEODORESCU.
12. Materialul va fi insoțit-obligatoriu-de o **adeverință** semnată de conducerea instituției unde activează autorul, specificînd respectarea legilor în vigoare cu privire la păstrarea secretului.
13. Va fi însoțit și de **rezumatele lucrării** în lb. română, franceză, engleză, rusă și germană.

Abonați-vă la revista
„Construcția de mașini"
pe anul 1978!

O NOUĂ FABRICĂ DE REDUCTOARE ÎN ROMÂNIA



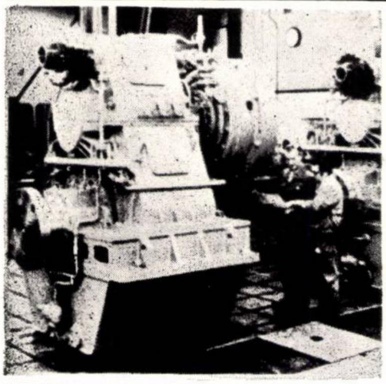
De mai bine de doi ani a intrat în producție una din cele mai moderne fabrici de reductoare. Această fabrică lucrează după Know-how-ul RENK și calitatea produselor ei se situează la nivel mondial.

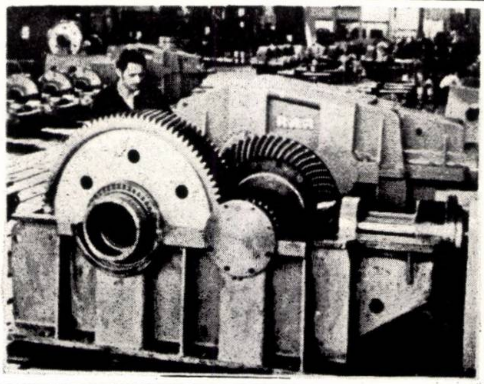
GAMA DE PRODUCȚIE. Prima societate mixtă româno-vestgermană pe acțiuni, produce reductoare după tehnologii moderne și după cele mai noi cunoștințe din domeniul tehnicii danturării.

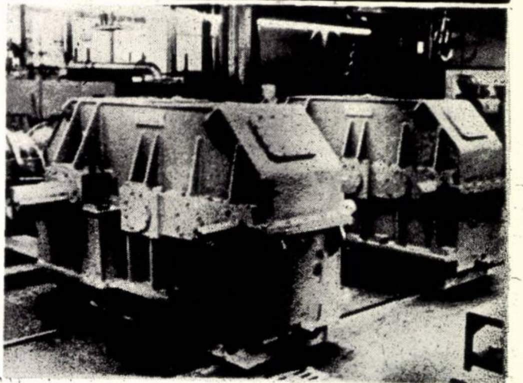
Se îmbină astfel Know-how-ul partenerului german, firma ZAHNRÄDERFABRIK RENK AG din Augsburg /RFG, cu tradiția construcției de mașini din Reșița, în fabricația de reductoare pentru: nave, laminoare, exploatarea cărbunelui, industria cimentului, industria chimică și multe alte domenii.

RRR

TEHNOLOGIE DUPĂ LICENȚA RENK

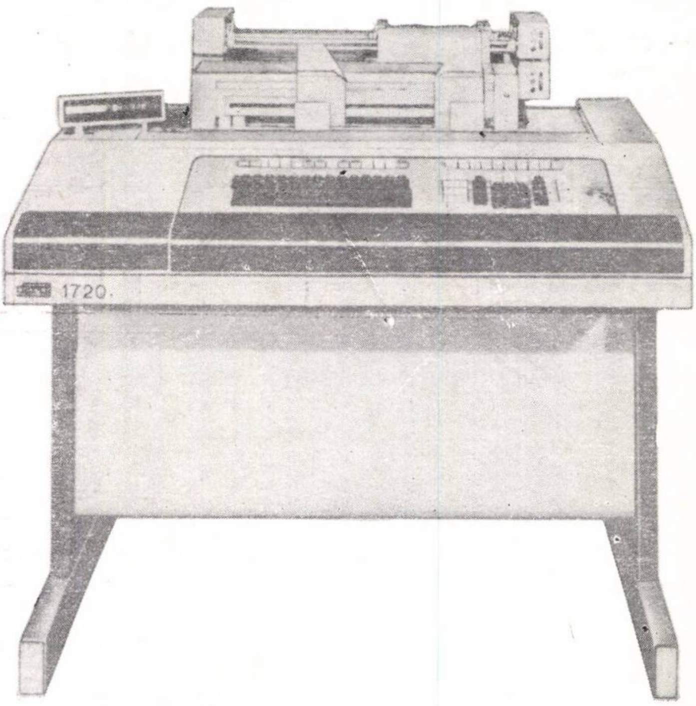






REȘIȚA-RENK S.A. Fabrica de reductoare Resița – România ● căsuța postală 3 ● tel. 964 11234, 10640
adresa telegrafică: Resița Renk S.A. ● telex: 44249

PUBLICOM.



daro

1720

ACTIVITATILE DE RUTINA TREBUIE SA NU MAI COSTE MULT

Büromaschinen-Export
GmbH Berlin
D.D.R. - 108 Berlin,
Friedrichstrasse 61
Deutsche
Demokratische
Republik

bme

DARO 1720: soluția perfectă pentru prelucrarea tuturor datelor zilnice, economic și conform necesităților întreprinderii. Calculator de contabilizare și facturare, face decontarea zilnic, fără efort. Se racordează la periferice. De ex. întocmește liste de date pentru prelucrarea cu instalații electronice.

DARO 1720 poate fi extins-avînd construcția modulară-și adaptat cerințelor întreprinderii. Formularistica polivalentă corespunde tuturor solicitărilor, datorită unei mari flexibilități.

DARO 1720 face ca lucrările dv. de facturare, contabilizare și decontare să nu mai prezinte nici o problemă. Pentru lămuriri, cereți broșura noastră.

Memoria de date (RAM) pînă la 128 cuvinte cîte 64 biți.
Memoria de microprograme (ROM/PROM) pînă la 156 instrucțiuni de cîte 15 biți.
Memoria de macroprograme (PROM) pînă la 1024 instrucțiuni de cîte 16 biți.
Dispozitivul de imprimare cu ac: 178 poziții de imprimare, 100 semne/sec.
Cîmp de deservire și control ușor accesibil.

PUBLICOM

Important
pentru relaţiile dv.
de afaceri !

TIRGURI SPECIALIZATE IN 1978

la centrul de Expoziţii Internaţionale din Budapesta

Budapesta X., Dobi István ut 10.
Telefon: 470.990 Telex: 22.4188 hexpo
Telegrame: HUNGEXPO Budapest
Scrisori: H-1441 Budapest, BP 44

HUNGEXPO BUDAPEST

14—19 apr
AGROMASEXPO
Expoziţia internaţională de maşini şi unelte agricole şi pentru industria alimentară

14—19 apr
CONSTRUMA
Expoziţia internaţională a industriei construcţiilor

17—25 mai
BNV—DE PRIMĂVARĂ
Tîrgul internaţional de la Budapesta-primăvara /Expoziţie tehnică/

22 sep—1 oct
BNV—DE TOAMNĂ
Tîrgul internaţional de la Budapesta-toamna /Tîrg de bunuri de consum/

22 sep—1 oct
HOVENTA
Expoziţia internaţională a tehnicii comerţului şi a industriei hoteliere

25—29 oct
BUDATRANSPACK
Expoziţia internaţională de ambalaje şi manipulare a mărfurilor

25—29 oct
TRADE MARK
Salonul mărcilor înregistrate

1978

Organizator:
HUNGEXPO
OFICIUL UNGAR DE COMERŢ EXTERIOR
PENTRU TÎRGURI ŞI PUBLICITATE

PUBLICOM

Leipziger Messe

Deutsche Demokratische Republik

12.-19.3.1978

Vizitaţi Tîrgul Internaţional de la Leipzig
cu un grup de specialişti !
Cercetătorii, inginerii şi tehnicienii
obţin informaţii ample despre ofertele
tîrgului privind produsele şi tendinţele de
dezvoltare în domeniul care îi interesează.
Consfătuiri şi contacte cu reprezentanţii
firmelor vor fi facilitate de biroul
"Technik - Information" prezent
la standul expoziţional.
Un vast program tehnico-ştiinţific
vă stă la dispoziţie !
Biroul de turism organizează pentru
dumneavoastră vizitarea tîrgului !

**Informaţii în legătură cu organizarea vizitei
la Tîrgul Internaţional de la Leipzig
pot fi obţinute prin O.N.T. CARPATI
sau prin Secţia de comerţ din cadrul
Ambasadei R.D.G. în R.S.R. cu sediul în
Bucureşti, Calea Dorobanţilor nr. 14.**

PUBLICOM

1959 - 1978

20

de ani în serviciul comerțului exterior socialist.

BRNO 1978

AL 20-LEA TIRG INTERNATIONAL DE CONSTRUCTII DE MASINI

punct de întîlnire al tehnicilor mondiale și
al informațiilor profesionale.

13 - 21 SEPTEMBRIE 1978

Data închiderii pentru înscrierea expozanților :

1 martie 1978

Relații suplimentare se pot obține de la :

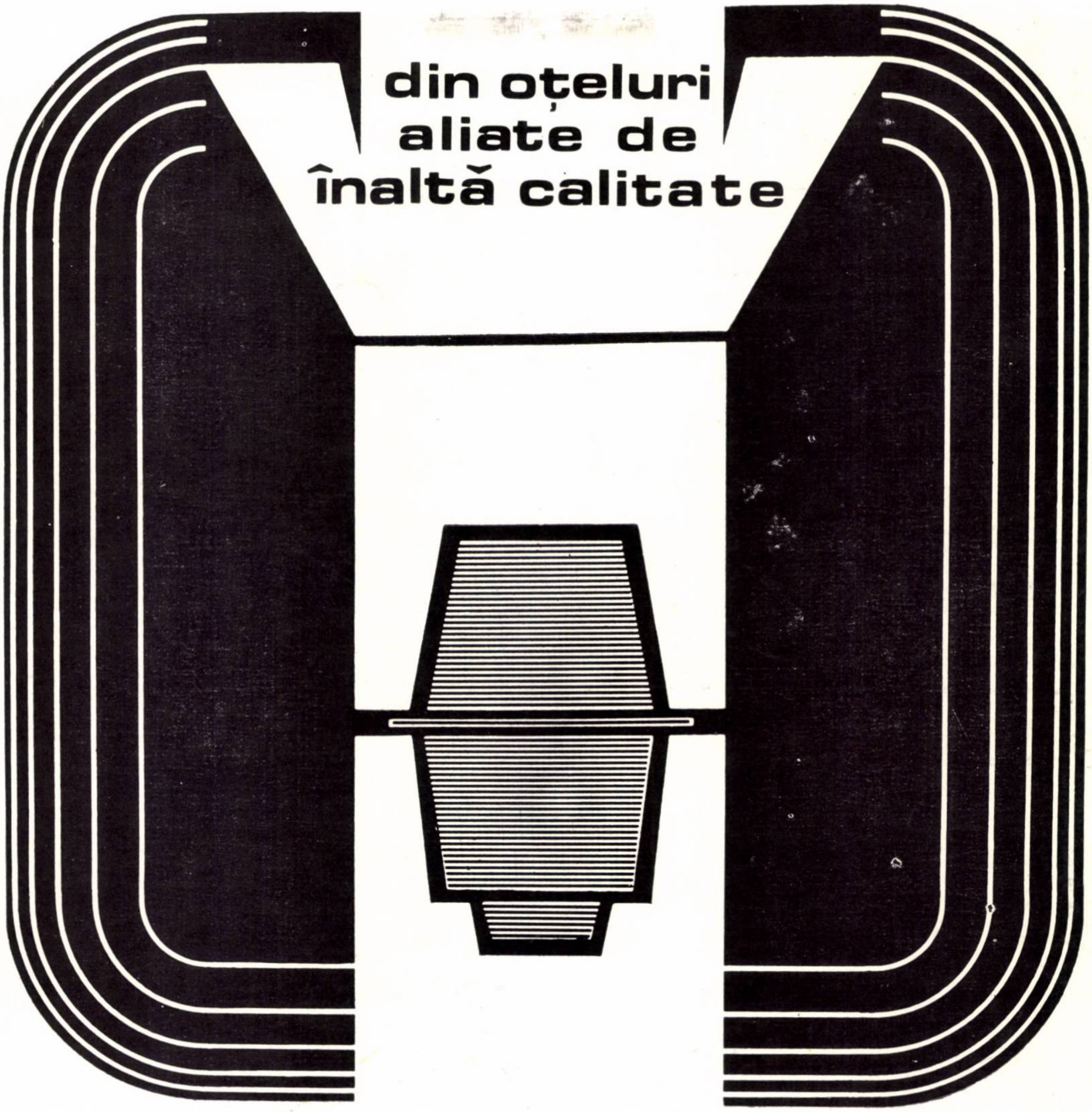
B V V Foires et Expositions de BRNO, Výstaviště 1, 602 00 Brno, TCHECOSLOVAQUIE
Tél. 314 Télex 062294, 062295 Télégr. Fairbrno

sau

Ambasada REPUBLICII SOCIALISTE CEHOSLOVACE
SECTIA COMERCIALA, str. Oțetari nr. 3, București

publicom

eboșe cubice pentru dispozitive de formare,



Fabricarea dispozitivelor de formare pentru:

- matrițare la cald cu ciocan de matrițat sau matrițare la presă;
- ștanțare în plăci;
- refulare la cald și la rece.

EXPORTATOR: V/O STANKOIMPORT
U.R.S.S., 117839 Moscova V-342
STR. Obrucev 34-79
TELEFON: 334-76-00
TELEX: 7691, 7692, 7693.

СТАНКОИМПОРТ
СССР·МОСКВА

PUBLICOM

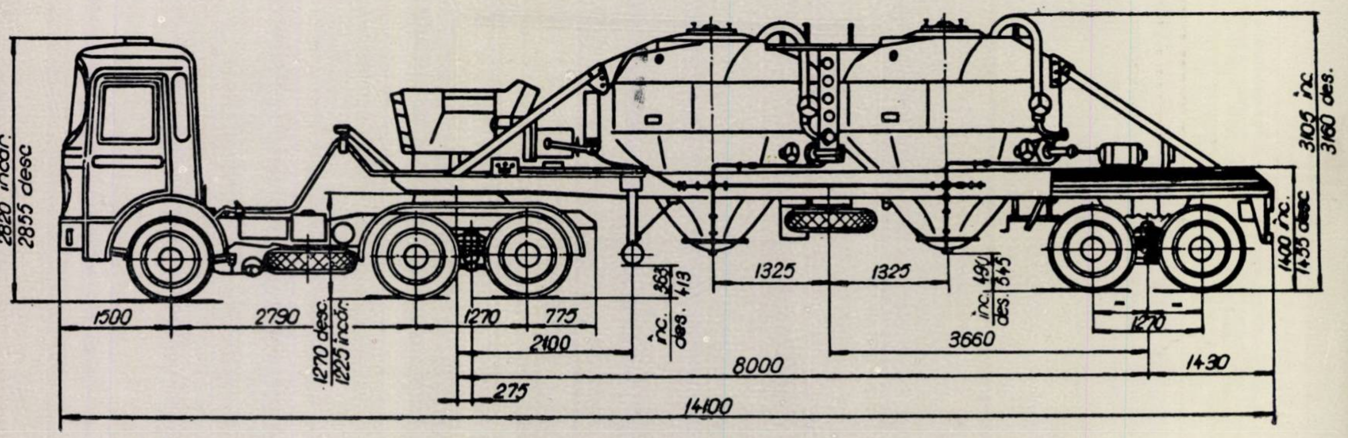
umm ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ MÎRŞA

ATC-17

DOMENIU DE UTILIZARE

Autotrenul pentru transport ciment în vrac tip ATC-17 este destinat transportului de ciment în vrac, de la fabricile de ciment, vagoane speciale sau silozuri, la depozite sau şantiere.

Autotrenul este format din autotractorul tip ROMAN 12.215 DFS sau alt autotractor similar şi semiremorca cu cei doi recipienţi şi instalaţie pneumatică de încărcare-descărcare a cimentului.



RM-11

DOMENIU DE UTILIZARE

Remorca monoax tip RM-11 cu basculare pe trei părţi este destinată pentru transportul pe drumuri publice sau pe cîmp a diferitelor produse agricole ambalate sau în vrac, sau alte materiale care permit descărcarea prin basculare.

Bena se poate bascula pe trei părţi (lateral stînga, dreapta şi spate).

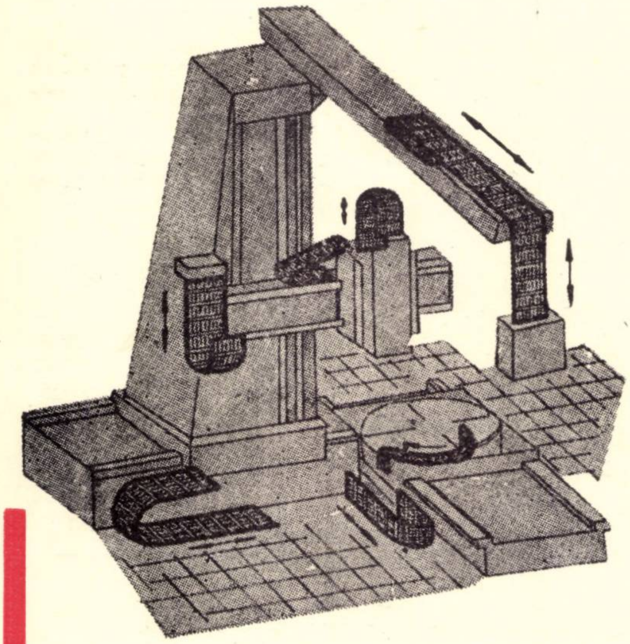
Remorca se tractează cu tractorul tip U-650 sau alt tractor similar.

Pentru export în ţări cu climat cald-uscat sau cald-umed remorca se protejează corespunzător.

ÎNTREPRINDEREA MECANICĂ
MÎRŞA
SIBIU – ROMANIA
Telefon: 19105
Telex: 49.237

LANŢURI PORTCABLU

- TC 160–40
- TC 200–50



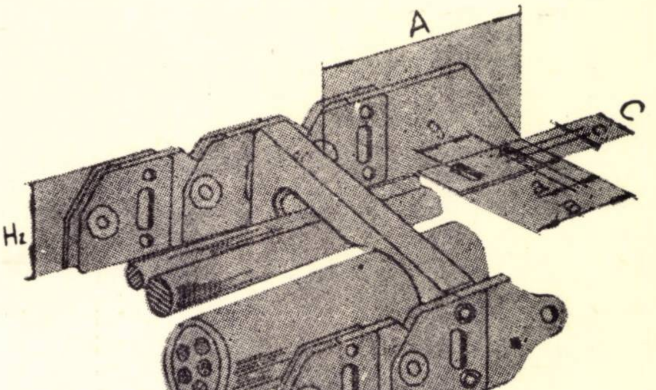
UTILIZARE

Folosirea lanţurilor portcablu asigură o protecţie împotriva lovirii şi o dirijare corectă a cablurilor, corespunzător diametrului de curbură prevăzut în documentaţia tehnică.

În cazul cînd deasupra acestuia se fixează o tablă de oţel se asigură şi o protecţie împotriva căderii de şpan la o temperatură mare.

CARACTERISTICI TEHNICE

Greutatea specifică pe unitatea de lungime fără suporţi	3 kg
Greutatea admisă repartizată pe suport, în funcţie de lungimea liberă a lanţului	1–4 m 50–5 kg
Durabilitatea la o încărcare cu o greutate admisă pe suport	min. 50 000 cicluri

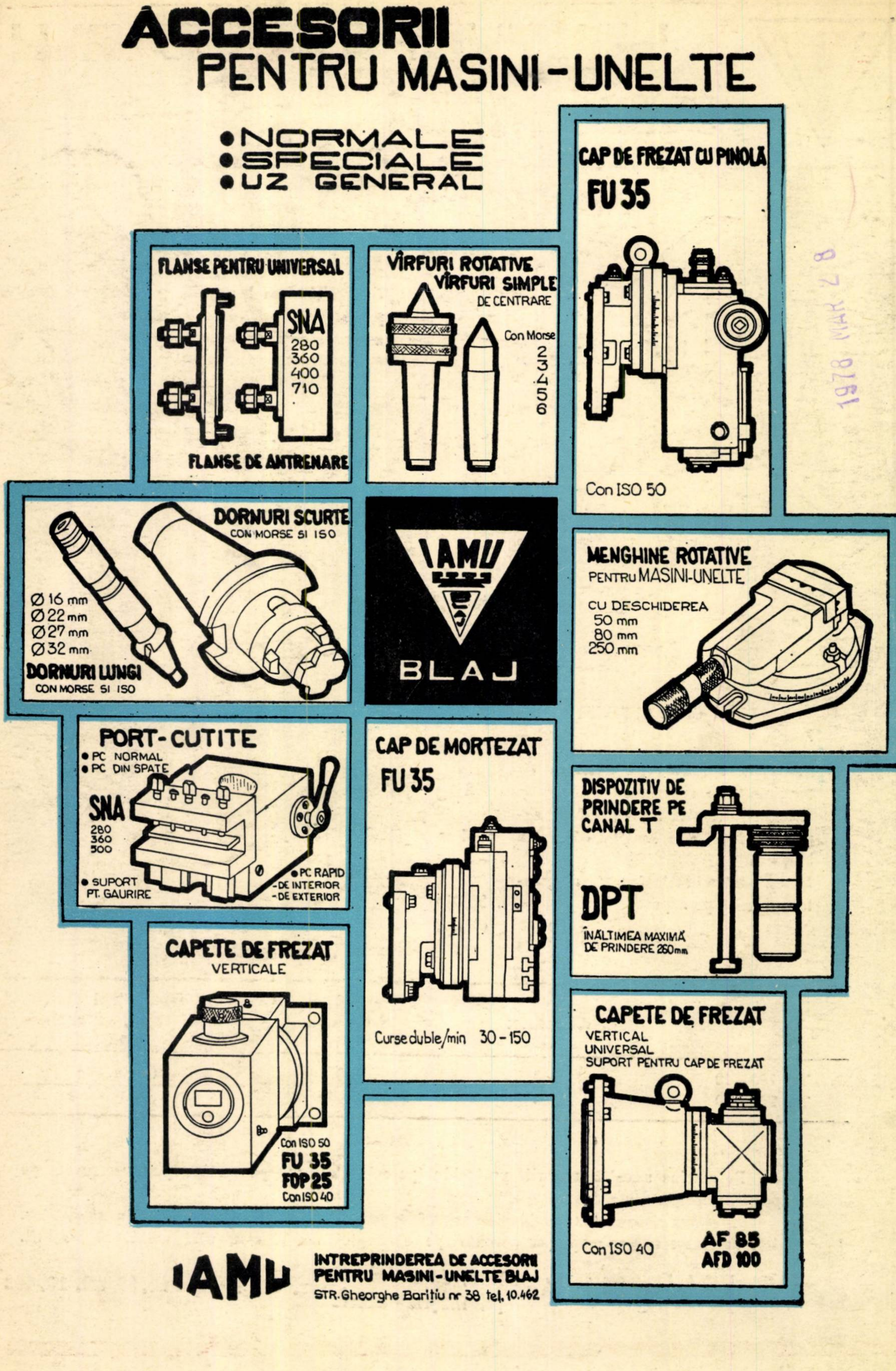


Simbol	Diametrul mediu de curbură mm	Diametrul maxim al cablului mm	Dimensiuni mm A	B	C	a	c	g
TC 160–40	160	30	115	75	30	6,5	5	45
TC 200–50	200							

Pe maşina unealtă lanţurile portcablu (pe orizontală sau pe verticală) se vor monta pe suporţi de sprijin sau ghidare.

Montarea şi demontarea cablurilor se va face prin desfacerea părţii de sus a suporţilor. Zalele de fixare se vor monta cu şuruburi pe elementul fix şi elementul mobil al maşinii.

IAMU - BLAJ Intr. de accesorii pt. maşini-unelte str. Gh. Bariţiu nr. 38 tel. 10.462


ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE
• NORMALE
• SPECIALE
• UZ GENERAL
CAP DE FREZAT CU PINOLĂ
FU 35
Con ISO 50
FLANSE PENTRU UNIVERSAL
SNA
280
360
400
710
FLANSE DE ANTRENARE
VÎRFURI ROTATIVE
VÎRFURI SIMPLE
DE CENTRARE
Con Morse
2
3
4
5
6
DORNURI SCURTE
CON MORSE SI ISO
Ø 16 mm
Ø 22 mm
Ø 27 mm
Ø 32 mm
DORNURI LUNGI
CON MORSE SI ISO
IAMU
BLAJ
MENGHINE ROTATIVE
PENTRU MASINI-UNELTE
CU DESCHIDEREA
50 mm
80 mm
250 mm
PORT-CUTITE
• PC NORMAL
• PC DIN SPATE
SNA
280
360
500
• SUPORT
PT. GAURIRE
• PC RAPID
- DE INTERIOR
- DE EXTERIOR
CAP DE MORTEZAT
FU 35
Curse duble/min 30 - 150
DISPOZITIV DE
PRINDERE PE
CANAL T
DPT
ÎNĂLTIMEA MAXIMĂ
DE PRINDERE 260 mm
CAPETE DE FREZAT
VERTICALE
Con ISO 50
FU 35
FOP 25
Con ISO 40
CAPETE DE FREZAT
VERTICAL
UNIVERSAL
SUPORT PENTRU CAP DE FREZAT
Con ISO 40
AF 85
AFD 100
IAMU
INTREPRINDEREA DE ACCESORII
PENTRU MASINI-UNELTE BLAJ
STR. Gheorghe Barițiu nr 38 tel. 10.462

1978 MAR 28